

UNIVERSITÀ DI PISA



Facoltà di Ingegneria

Corso di Laurea Specialistica in Ingegneria Meccanica

Tesi di laurea

*Indagine sulla rugosità superficiale per
l'elaborazione di metodi matematici per la
previsione dello scuffing*

Candidato:

Simone Carelli

Relatori:

prof. Enrico Ciulli

prof. Enrico Manfredi

Sessione di Laurea del 08/05/2007

Archivio tesi Corso di Laurea Specialistica in Ingegneria Meccanica nn/aa

Anno accademico 2005/2006

Consultazione consentita

“Due cose sono infinite: la grandezza dell’universo e la stupidità umana; ma riguardo l’universo ho ancora dei dubbi”

Albert Einstein

Sommario

Tra le numerose forme di usura superficiale quello che sembra essere uno dei fenomeni più gravi, che possa insorgere in condizioni di contatto tra due elementi è il grippaggio che, nelle sue forme più gravi impedisce il moto tra le parti a contatto; nella forma definita *scuffing* si ha formazione di microsaldature sulle superfici a contatto, in condizione di rottura del film lubrificante, è dovuta al raggiungimento di una determinata temperatura a seguito di una dissipazione di potenza per attrito.

Poiché l'unico modo per scongiurare la formazione delle microsaldature consiste nel limitare la temperatura della zona di contatto, si procede ad effettuare un'analisi dettagliata e completa delle cause che intervengono sulla determinazione della stessa, con particolare attenzione rivolta alla rugosità superficiale.

Scopo di questo lavoro è, quindi, valutare in che modo la conformazione microgeometrica delle superfici influenza i calcoli legati alla determinazione della temperatura della zona di contatto, attraverso uno studio che si basa sull'analisi dell'evoluzione della meccanica del contatto, della schematizzazione delle asperità; il risultato è la generazione di un programma (*CM2*), già creato e modificato ad hoc per questo lavoro di indagine, sviluppato in ambiente *Matlab*, che consente di ottenere l'andamento delle pressioni e la variazione dell'area di contatto in funzione dell'interferenza (distanza mutua delle superfici a contatto), da cui saranno estrapolati dei dati che, implementati in un algoritmo di riferimento, consentiranno di ottenere le temperature che si verificano nella zona di contatto, al fine di ottenere un quadro di riferimento completo circa le condizioni più favorevoli per l'insorgere di *scuffing*.

Implementata la procedura che ci consente di calcolare la temperatura nella zona di contatto, si è proceduto ad effettuare una analisi sperimentale che si articola in due tempi: nella prima fase si è proceduto con l'analisi al rugosimetro di alcuni provini da cui si sono ricavate le caratteristiche superficiali, a cui sono seguiti numerosi controlli circa le condizioni ottimali da considerare; successivamente attraverso le simulazioni operate mediante il programma *CM2* è stato possibile ottenere una serie di risultati numerici che hanno permesso di ottenere un quadro generale su cui operare i confronti numerici necessari.

Successivamente sono stati operati dei confronti con alcuni profili teorici di tipo sinusoidale, generati in ambiente *Matlab*, che hanno consentito di completare il lavoro inquadrandolo in un'ottica più generale, avendo a disposizione una serie più ampia di profili di riferimento.

Abstract

Among the many types of superficial wear, the type that appears one of the most dangerous that can occur when two bodies become in contact is the "*Scuffing*". The *scuffing* is a form of adhesive wear that consists in the development of micro-welding in correspondence of the superficial asperities of the surfaces in contact, caused by high pressures, therefore by high temperatures that are generated in correspondence of these asperities, when the lubrication is not complete.

The purpose of this work is succeed to determine a simply "preventive" method that, coming from the analysis of superficial roughness permit to have a reference framework relative at the limit values which operate to avoid the beginning of the *scuffing*.

Utilizing a program that is developed in *Matlab* environment, that permits to obtain the pressure and contact area in function of the interference (distance between the two body in contact), will be extrapolated any output that, implemented in a reference equation, allow to obtain the temperature in the contact zone therefore the *scuffing* probability.

Successively can operate any comparison to calculate the contact temperature in macroscopic and microscopic fields, with real any teorical profiles, to evaluate the critical conditions for the *scuffing* prediction and to determinate the differences between the different values that can be determinate with different approaches.

Indice dei simboli usati

| | |
|-------------|---|
| A | area di contatto teorica |
| c | calore specifico |
| δ | interferenza |
| H | durezza del materiale |
| E | modulo di Young |
| η | viscosità dell'olio |
| K | diffusività termica |
| λ | conduttività termica |
| L | numero di Peclet |
| μ | coefficiente di attrito |
| n | numero di giri al minuto |
| P_{hz} | pressione hertziana |
| P_m | pressione media |
| q | quantità di calore per unità di superficie |
| Q | flusso della quantità di calore |
| R | raggio di curvatura asperità |
| Ra | rugosità media |
| r, a | raggio dell'area di contatto |
| ρ | densità del materiale |
| θ, T | temperatura |
| v | velocità di propagazione del calore nel materiale |
| V_{str} | velocità di strisciamento |
| W, F | carico applicato |

Indice

| | |
|--|----|
| Capitolo 1: Il fenomeno dello scuffing | 7 |
| 1.1 Introduzione | 7 |
| 1.2 Classificazione | 7 |
| 1.3 Meccanismi di innesco | 8 |
| 1.4 Fattori di influenza | 8 |
| 1.4.1 Influenza della velocità di strisciamento | 8 |
| 1.4.2 Influenza del lubrificante | 9 |
| 1.4.3 Influenza dell'ambiente esterno | 10 |
| 1.4.4 Influenza della finitura superficiale | 10 |
| 1.4.5 Influenza del materiale | 11 |
| 1.5 Criteri di previsione | 12 |
| 1.5.1 Metodo PV, PVT | 12 |
| 1.5.2 Metodo FPI | 13 |
| 1.5.3 Criterio di stabilità di Rozenau | 14 |
| 1.5.4 Criteri di temperatura | 14 |
| 1.5.4.1 Criterio della temperatura totale di contatto | 15 |
| 1.5.4.2 Criterio della temperatura integrale | 16 |
| 1.6 La prevenzione | 16 |
| Capitolo 2: La temperatura di contatto | 17 |
| 2.1 Determinazione della temperatura flash | 17 |
| 2.1.1 Sorgente puntiforme di calore | 18 |
| 2.1.2 Impostazione analitica | 20 |
| 2.2 Effetti della rugosità superficiale | 21 |
| 2.2.1 Normativa AGMA | 22 |
| 2.3 Equazioni di riferimento | 24 |
| Capitolo 3: Analisi del contatto superficiale | 28 |
| 3.1 Descrizione della rugosità | 28 |
| 3.2 Metodi di approssimazione matematica delle asperità superficiali | 29 |
| 3.2.1 Modello di Aramaki | 30 |
| 3.2.2 Approccio Same Area | 31 |
| 3.2.3 Approccio Same Rq | 31 |
| 3.2.4 Approccio LMS | 32 |
| 3.2.5 Approccio LMS C1-C2 | 33 |
| 3.3 Modelli di contatto meccanico tra le asperità | 33 |
| 3.3.1 Modello di Greenwood-Williamson | 34 |
| 3.3.2 Modello CEB | 36 |
| 3.3.3 Modello ZMC | 37 |
| 3.4 Il programma CM | 38 |
| 3.4.1 Struttura del programma | 41 |
| 3.4.1.1 Descrizione della topografia superficiale | 41 |
| 3.4.2 Evoluzione dei parametri di contatto | 45 |
| Capitolo 4: Il programma CM2 | 46 |
| 4.1 Scelta dei modelli utilizzati | 46 |
| 4.2 Risoluzione dei problemi di approssimazione parabolica | 46 |
| 4.3 Modifica dell'algoritmo di determinazione di C1 e C2 | 49 |
| 4.4 Procedura standard e risultati ottenuti | 50 |

| | |
|--|-----|
| Capitolo 5: Rilevazione dei dati sperimentali | 57 |
| 5.1 Fase sperimentale | 57 |
| 5.1.1 Misurazioni effettuate | 57 |
| 5.1.2 Metodo di rilevazione | 58 |
| 5.2 Risultati ottenuti | 60 |
| 5.3 Elaborazione dei dati in uscita | 62 |
| 5.4 Influenza del tipo di profilo sulle prestazioni | 66 |
| Capitolo 6: Elaborazione dei dati sperimentali | 69 |
| 6.1 Meccanica del contatto | 69 |
| 6.2 Influenza del tipo di profilo sul contatto | 72 |
| 6.3 Calcolo della temperatura di contatto per provini a diversa rugosità | 73 |
| 6.3.1 Metodo della temperatura media di contatto | 74 |
| 6.3.2 Metodo della temperatura massima | 77 |
| Capitolo 7: | 80 |
| 7.1 Condizioni ed equazioni di riferimento | 80 |
| 7.1.1 I modelli utilizzati | 80 |
| 7.1.2 Le equazioni utilizzate | 80 |
| 7.2 Fase analitica e risultati ottenuti | 81 |
| 7.2.1 Risultati ottenuti dalle analisi macroscopiche | 81 |
| 7.2.2 Risultati ottenuti dalle analisi microscopiche | 83 |
| 7.2.3 Confronto tra i risultati | 87 |
| 7.3 Utilizzo dei modelli teorici | 88 |
| 7.3.1 Risultati numerici | 89 |
| 7.3.2 Confronto tra modelli teorici | 90 |
| Capitolo 8: Conclusioni | 97 |
| Appendice 1 | 99 |
| Appendice 2 | 110 |
| Appendice 3 | 131 |
| Bibliografia | 152 |

CAPITOLO 1: Il fenomeno dello scuffing nei materiali metallici.

1.1 Introduzione.

Lo *scuffing* consiste in una grave forma di usura adesiva causata dalla formazione di microsaldature superficiali in corrispondenza delle superfici di contatto; il caso estremo è rappresentato dal grippaggio delle parti in movimento. Lo *scuffing* è un fenomeno improvviso che si manifesta con rumore, vibrazione e talvolta con la presenza di scintille, esso dipende esclusivamente dalle condizioni operative pertanto non è un fenomeno di fatica. Affinché si verifichi lo *scuffing* è necessario che ci sia moto di strisciamento, troveremo, quindi, fenomeni di scuffing laddove avremo movimento relativo di due corpi. Tuttavia si è dimostrato che, talvolta, nel caso di moto di rotolamento fortemente caricato laddove si può verificare rottura del film lubrificante possiamo incorrere in fenomeni di scuffing.

Lo *scuffing* è fortemente influenzato dalle proprietà fisiche e chimiche del lubrificante così come dal materiale dei due elementi a contatto. Sebbene non siano del tutto note le cause del fenomeno, in generale, si può dire che la principale causa è da ricondurre alle alte temperature che si raggiungono a causa del calore generato dall'attrito in condizioni di alta velocità di strisciamento ed alti valori delle forze in gioco.

La continua rottura dei punti di giunzione tra le superfici provoca il trasferimento di materiale asportato per usura adesiva da una superficie ad un'altra, provocando nelle situazioni più estreme la vera e propria modifica del profilo del pezzo con conseguenti fenomeni di concentrazione delle tensioni superficiali e sub-superficiali che indurranno fenomeni di fatica, sebbene lo *scuffing* non sia assolutamente un fenomeno di fatica. Fissate le condizioni operative il fenomeno si verifica dopo circa 10-30 minuti di funzionamento, in alcuni casi si è verificato solo dopo alcuni secondi: se dopo tale periodo di rodaggio iniziale non si verifica, difficilmente si verificherà in futuro a meno che non vengano variate le condizioni operative.

Un ultimo aspetto che bisogna considerare è la variazione metallurgica della superficie danneggiata: da un'indagine al microscopio elettronico, su elementi in acciaio, si è notata la presenza superficiale di martensite, austenite ed altri carburi che tendono a rendere la superficie estremamente dura ma fragile, soggetta quindi a possibile frattura.

1.2 Classificazione.

Il fenomeno dello *scuffing* consiste nel trasferimento di materiale da un pezzo ad un altro con conseguente modifica delle caratteristiche superficiali tra cui l'alterazione del profilo: la superficie risulterà opaca e ruvida. Lo *scuffing* si potrà manifestare però solo in determinate zone oppure si potrà manifestare con diversa entità. Basandoci sulla severità del danneggiamento possiamo classificare lo scuffing come:

- Lieve: si presenta solo in piccole zone ed è confinato ai picchi delle asperità superficiali, questo tipo di scuffing può arrestarsi durante l'esercizio.
- Moderato: si presenta in aree che rispetto alla superficie di contatto sono percentualmente rilevanti. Se le condizioni operative non vengono modificate, questo tipo di scuffing progredisce estendendosi a tutta la superficie di contatto.
- Severo: si presenta su superfici estese della zona di contatto. In alcuni casi ci può essere una vera e propria deformazione plastica del profilo. Detto tipo di scuffing è solitamente progressivo e può sicuramente comportare notevoli complicazioni.

1.3 Meccanismi di innesco.

A causa dei tanti aspetti che il fenomeno dello *scuffing* coinvolge, dalle reazioni tribochimiche alle iterazioni tra le superfici rugose, non vi è una teoria unificata circa i fenomeni di innesco, pertanto consideriamo solo alcune tra le molteplici teorie presenti in letteratura.

Lo *scuffing* è causato dal contatto diretto tra due superfici, pertanto in condizioni di lubrificazione completa l'innesco dello *scuffing* è sicuramente scongiurato. Nel caso di lubrificazione limite o mista avviene il contatto tra le asperità superficiali quindi un maggiore attrito che si traduce con energia dissipata sotto forma di calore, un eventuale sovraccarico istantaneo comporta un ulteriore incremento della temperatura con diminuzione della viscosità e dilatazione termica del materiale, fattori che favoriscono la possibilità di locali microsaldature.

Un altro meccanismo di innesco è stato proposto da *Cheng e Dyson* [1]: in regime elastoidrodinamico se il meato lubrificato non è tale da scongiurare il contatto tra le asperità si ha un aumento della temperatura con riduzione sulla viscosità dell'olio che favorisce, nel caso in cui il calore non si riesce a smaltire, i meccanismi di innesco della saldatura.

Alcune teorie affermano che il meccanismo di innesco avvenga a causa di fughe di lubrificante laterale, per altre si ha diretta dipendenza dai gradienti di temperatura che si verificano; secondo *Bowden* si ha nucleazione di fenomeni di usura adesiva catastrofica laddove la asperità sono deformate plasticamente; infine si osserva che sia la distruzione dei film superficiali che le deformazioni plastiche sono entrambe necessarie affinché lo *scuffing* abbia luogo.

1.4 Fattori di influenza.

Tra i diversi fattori che influenzano lo *scuffing* si ha: il carico, la velocità relativa, le caratteristiche chimiche e fisiche dell'olio, il tipo di lubrificazione, la rugosità superficiale, il tipo di lubrificante, il materiale e la durezza delle superfici a contatto ed eventuali rivestimenti superficiali. Si analizza, ora, in dettaglio in che modo di questi fattori influenzano il fenomeno dello *scuffing*.

1.4.1 Influenza della velocità di strisciamento.

Sistemi in cui non è presente lo strisciamento non si danneggiano a *scuffing* pur potendo presentare comunque altri tipi di danneggiamento. In alcuni test eseguiti facendo variare il rapporto tra velocità di strisciamento e rotolamento il carico limite di *scuffing* parte da un determinato valore per poi passare da un minimo per poi riprendere ad aumentare con l'aumento della velocità come riportato in *figura 1.1*. Tale andamento è spiegato come segue: la curva rappresentante il carico limite può essere immaginata come somma di due effetti rappresentati da due rette; la prima retta è detta linea idrodinamica, ha pendenza positiva e caratterizza l'effetto elastoidrodinamico. La seconda retta, relativa all'aumento della temperatura, è detta linea di attrito ha pendenza negativa e caratterizza il carico limite per effetto termico sulla superficie del provino.

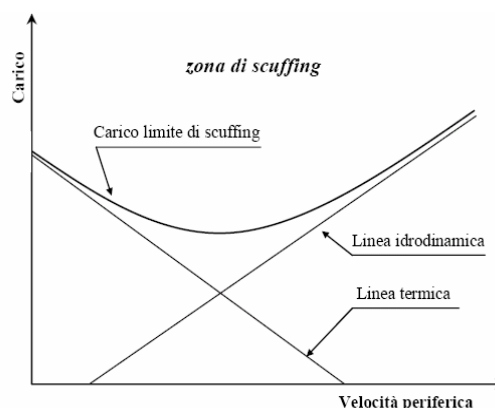


fig 1.1 individuazione della zona di scuffing [12].

Alle alte velocità (superiori a 30m/s) la capacità di carico del lubrificante è predominante sull'effetto termico. Per bassi valori della velocità data la prevalenza della linea termica ne risulta un aumento della temperatura che pregiudica la capacità di lubrificazione del lubrificante con conseguente diminuzione del meato ed aumento delle forze di attrito; il risultato risulta essere la formazione di microgiunzioni la cui asportazione a causa del moto relativo comporta asportazione del materiale.

Detto fenomeno è tanto maggiore quando maggiore è la rugosità superficiale; inoltre bisogna tenere in considerazione anche della temperatura di ingresso del lubrificante che può ridurre anche notevolmente il limite di inizio scuffing.

1.4.2 Influenza del lubrificante.

Risulta estremamente importante scegliere un lubrificante opportuno per le condizioni di funzionamento di riferimento: la sua viscosità, infatti, è strettamente legata al limite di inizio *scuffing*; maggiore è la viscosità maggiore è il limite di inizio scuffing. Chiaramente il confronto tra lubrificanti con diversa viscosità deve essere fatto nelle medesime condizioni di temperatura e con il medesimo gradiente: lubrificanti a diversa viscosità non possiedono mai lo stesso comportamento al variare della temperatura. In un lubrificante riveste una grande importanza anche la presenza di additivi per migliorare le prestazioni ad alte pressioni ed alte temperature. Sperimentalmente si è rilevato che la resistenza a *scuffing* aumenta di più se si aumenta la percentuale di additivi per le alte temperature che non se si aumentano quelli per le alte pressioni. Per bassi incrementi di additivi si ottiene un andamento lineare dell'aumento del limite di *scuffing*, quando l'incremento risulta rilevante il miglioramento non è più sensibile a causa della saturazione, inoltre la presenza di alcuni additivi può portare alla corrosione di alcune superfici metalliche. Il fenomeno di aumento della temperatura in prossimità della zona di contatto, in presenza di olio additivato può comportare i seguenti aspetti:

- riduzione dello spessore di meato dovuto alla diminuzione di viscosità del lubrificante.
- maggiore reattività degli eventuali additivi presenti che addirittura può migliorare la performance a *scuffing*.

A tal proposito in *figura 1.2* riportiamo un grafico rappresentante la notevole differenza di comportamenti tra due lubrificanti, additivato e non, all'aumentare della temperatura di ingresso.

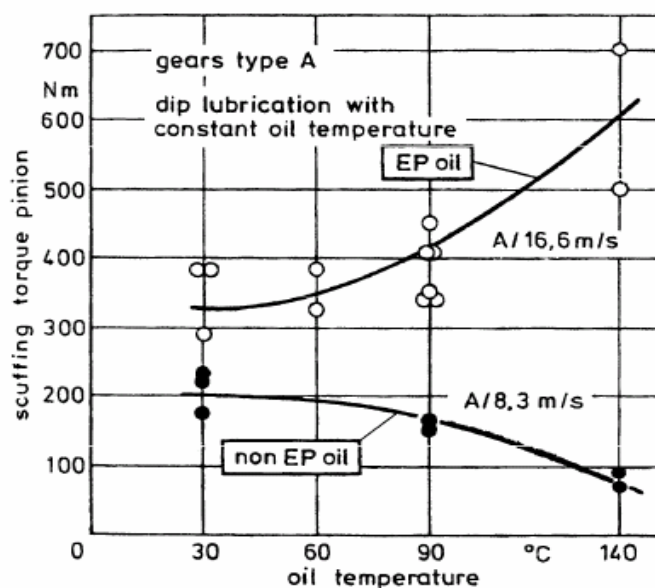


fig 1.2 influenza della temperatura sul comportamento di due diversi tipi di olio[12]

1.4.3 Influenza dell'ambiente esterno.

Lo *scuffing* può essere ritardato, in determinate condizioni anche ridotto, attraverso un'opportuna attività chimica dell'atmosfera. Per capire l'importanza dell'ambiente è necessario rammentare che alcuni test condotti su ruote dentate e dischi in assenza di ossigeno con carichi molto bassi hanno dato dei risultati catastrofici in brevissimo tempo. La presenza di ossigeno, infatti, genera tra le superfici un film protettivo che permette di raggiungere carichi superiori rispetto a quelli dei test eseguiti in atmosfera inerte. Il film protettivo non solo è formato da ossigeno presente nell'atmosfera, anche quello contenuto nel lubrificante riveste un ruolo estremamente importante. Altre volte nello stesso lubrificante sono inseriti particolari elementi particolarmente reattivi con il metallo in grado di formare degli strati di ossido particolarmente duri con un'elevata temperatura di fusione.

1.4.4 Influenza della finitura superficiale.

A parità di altezza nominale del meato lubrificato superfici con minore rugosità comportano minore probabilità che vi siano contatti tra le asperità delle superfici stesse. Attraverso prove sperimentali, *Patching* ha esaminato l'influenza della finitura superficiale nel confronto tra dischi rettificati con rugosità $0,4\ \mu\text{m}$ e dischi superfiniti con rugosità pari a $0,1\ \mu\text{m}$. Nel corso delle prove effettuate a *slide to roll ratio* (rapporto tra la velocità di strisciamento e la velocità media delle superfici a contatto) costante variando la velocità di strisciamento tra 10 e $26\ \text{m/s}$, sono stati monitorati l'andamento del coefficiente di attrito attraverso l'uso di un torsiometro e la temperatura della zona di contatto attraverso l'uso di termocoppie. In *figura 1.3* sono riportati i valori del limite di *scuffing* ottenuti per entrambe le tipologie di dischi in funzione della velocità di strisciamento: risulta evidente il miglioramento della performance a *scuffing* per i dischi con migliore rugosità superficiale.

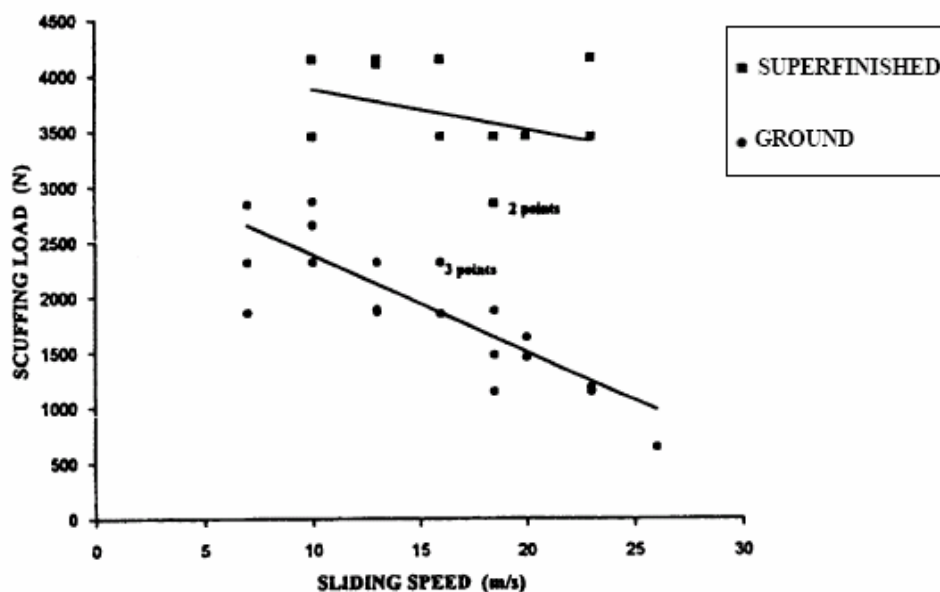


fig 1.3 carico limite di scuffing per i due dischi utilizzati al variare delle velocità di strisciamento[12]

Un confronto della forza di attrito misurata con due coppie di dischi secondo le due diverse tipologie viste precedentemente è riportato in *figura 1.4*. Per ogni livello di carico la forza di attrito nei dischi più lisci è dell'ordine della metà rispetto a quelli rettificati, la velocità, invece, ha un

effetto relativamente piccolo. Ad ogni modo nei dischi rettificati si è notato che prima i arrivare a *scuffing* c'è un rilevante effetto del rodaggio: come notiamo in *figura 1.5* dal confronto tra una superficie non rodata e rodata c'è una sensibile variazione dei picchi delle asperità superficiali.

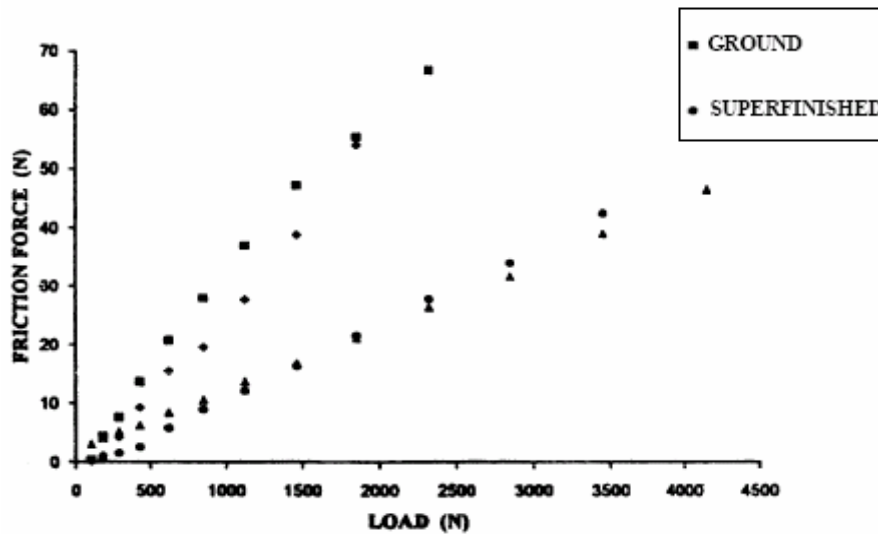


fig. 1.4 andamento dell'attrito col carico per dischi rettificati e superfiniti[12]

L'effetto del rodaggio si può anche notare durante i test attraverso il comportamento dell'attrito e della temperatura. Nelle condizioni più basse di carico la forza di attrito rimane pressoché uguale al variare delle velocità di strisciamento; ai carichi più elevati, durante ogni stage di carico, c'è la tendenza a diminuire dopo un incremento iniziale in corrispondenza dell'applicazione delle nuove condizioni di carico. Questo fenomeno è da ricondursi al fatto che dopo qualche tempo dall'applicazione del carico si verifica una deformazione plastica delle asperità.

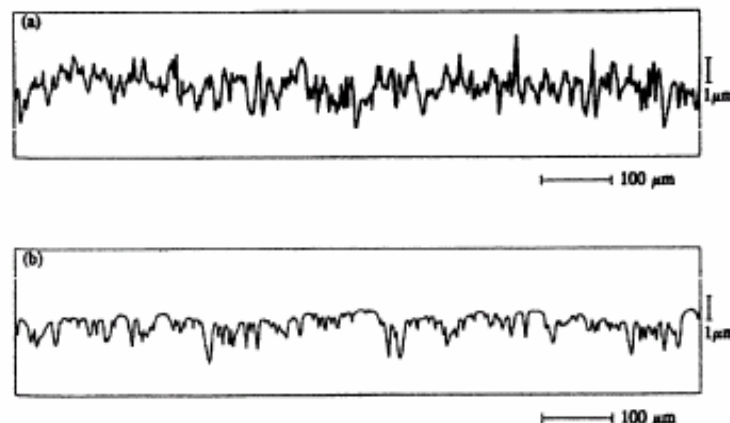


fig. 1.5 profilo d un disco rettificato prima e dopo un periodo di rodaggio[13]

Mentre nei dischi rettificati i fenomeni di *scuffing* si verificano in corrispondenza dei bordi, fenomeno riconducibile al fatto che in quelle zone c'è fuga di lubrificante, nei dischi superfiniti lo *scuffing* avviene in prossimità del centro, fenomeno probabilmente riconducibile a micro-particelle nell'olio. Ad ogni modo le temperature decisamente più basse rilevate nel caso di test su dischi superfiniti sembrerebbero sicuramente l'effetto benefico maggiore che comporta una migliore finitura.

1.4.5 Influenza dei materiali.

In generale coppie di materiali aventi differenti proprietà sia fisiche che chimiche danno maggiore resistenza a *scuffing* rispetto a coppie di materiali simili. Lo *scuffing* è del resto una forma di usura adesiva per cui affinità chimico-fisiche tra gli elementi possono favorirlo notevolmente.

Tra le proprietà meccaniche dei materiali degli elementi di contatto quella che influenza maggiormente la resistenza a *scuffing* è sicuramente la durezza superficiale; tuttavia non dobbiamo dimenticare il fatto che c'è la presenza anche di un altro elemento, il lubrificante che, a seconda della sua composizione chimica, può influire diversamente su materiali a diversa durezza superficiale [13].

Sebbene ci siano pareri discordanti, c'è comunque un accordo comune nell'affermare che per acciai con durezza inferiore a 58 HRC c'è un notevole abbassamento del limite di *scuffing*, inoltre risulta fondamentale mantenere una certa durezza alle alte temperature.

Non tutte le teorie affermano che l'aumento della durezza è sinonimo di maggiore protezione dallo *scuffing*: da alcuni criteri come quello della temperatura flash, ad esempio, risulta che il fenomeno dello *scuffing* dipende dal carico normale, velocità tangenziale, coefficiente termico di contatto, coefficiente di attrito locale, fenomeni del tutto indipendenti dalla durezza superficiale.

Tuttavia da test sperimentali si dimostra che l'indurimento superficiale permette un aumento dei carichi che talvolta possono essere maggiorati del 70%; I metodi universalmente più usati per gli ingranaggi di grande potenza sono la carbocementazione e la nitrurazione.

Alternative possibili alle tecniche di indurimento superficiale consistono nell'uso di particolari rivestimenti al fosforo, zolfo, molibdeno, carbonio, azoto e cromo; il rivestimento, in genere, è eseguito con tecniche di elettrodeposizione in modo da creare uno strato duro a basso attrito e poroso. Lo strato depositato in genere non supera i $4\text{-}5\mu\text{m}$, in *figura 1.6* possiamo notare la differenza di comportamento tra due diverse tipologie di dischi induriti superficialmente.

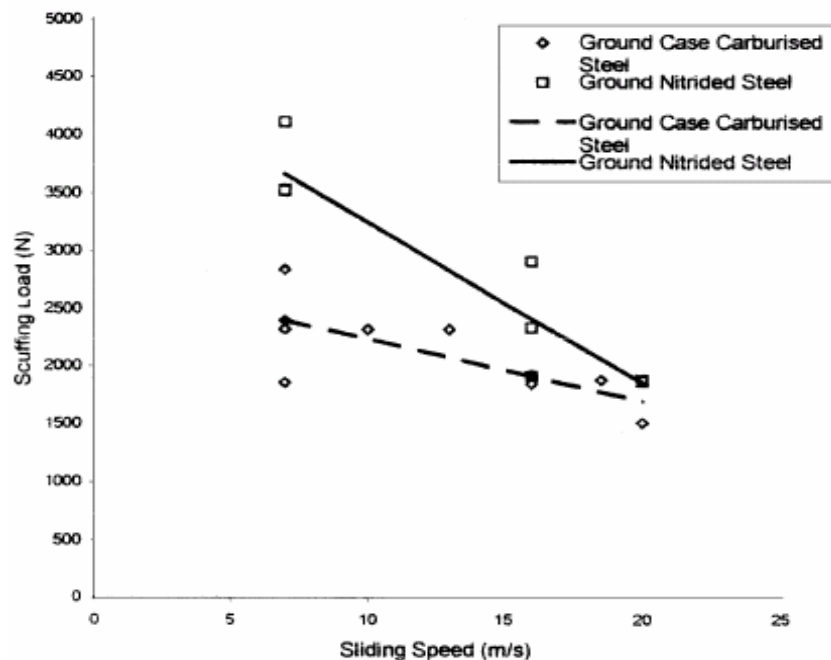


fig 1.6 carico limite di scuffing per dischi cementati e poi rettificati e dischi rettificati e poi nitrurati[13]

L'esame della superficie di un disco rivestito danneggiato a *scuffing* suggerisce un meccanismo di progressiva delaminazione del rivestimento che alla fine degenera in *scuffing*. D'altra parte nelle aree in cui il rivestimento si è mantenuto integro lo *scuffing* non si è presentato; l'adesione tra

rivestimento e substrato sembra avere un ruolo cruciale nel comportamento dei dischi rettificati e poi rivestiti.

1.5 Criteri di previsione.

Nel corso degli anni si sono succeduti diversi criteri di danneggiamento tramite cui si è cercato di tenere in considerazione non soltanto le condizioni operative quali carico velocità ecc. ma anche le proprietà chimico-fisiche del materiale e del lubrificante. Qui di seguito passeremo in rassegna alcuni criteri i quali non derivano, con le dovute eccezioni, da una chiara spiegazione di meccanismi del fenomeno dello scuffing.

1.5.1 Metodo PV e PVT.

Storicamente il criterio *PV*, o criterio di *Almen* [13], è stato il primo criterio ad essere stato utilizzato come indice di resistenza a *scuffing*. Detto criterio è molto semplice infatti tiene in considerazione soltanto di due fattori: la pressione e la velocità relativa di strisciamento. Il criterio *PV* postula che si raggiungono le condizioni di *scuffing* per valori costanti del prodotto della massima pressione hertziana di contatto e della velocità di strisciamento, per dati materiali e lubrificanti. Questa costante dipende dal tipo di olio lubrificante, dalla sua viscosità e da altri parametri come la temperatura. La resistenza degli ingranaggi viene quindi garantita limitando il prodotto *PV* a valori inferiori ai limiti ammissibili dedotti sperimentalmente. Alcuni valori dedotti empiricamente nel caso di ingranaggi con ruote dentate in acciaio cementate, lubrificate con oli minerali, danno come limite ammissibile $6,5 \text{ GPa m/s}$, considerando una distribuzione di carico uniforme tale da uguagliare il carico totale applicato diviso il rapporto di condotta ϵ . Un metodo che deriva direttamente dal metodo di *Almen*, che ha subito nel corso degli anni diverse modifiche, è il metodo *PVT* usato nei contatti tra ruote dentate. Il parametro *T* rappresenta la distanza calcolata lungo la retta d'azione tra il *pitch point* ed il punto di contatto. Un altro metodo che menzioniamo e deriva da quello di *Almen* è il criterio $WV^x = COST$ per cui numerosi ricercatori hanno proposto un rilevante numero di esponenti diversi a loro volta molto diversi tra loro.

1.5.2 Metodo FPI.

Il criterio del *FPI* (*Friction Power Intensity*) [13] si basa sulla considerazione che i fenomeni di usura adesiva sono tanto più marcati quanto maggiore è l'energia dissipata dalle azioni di contatto: il calore maggiore prodotto da dette azioni diminuisce la viscosità dell'olio che favorisce il contatto tra le asperità a seguito della diminuzione del meato. Detto criterio asserisce che in condizioni di scuffing la potenza di attrito media generata all'interno dell'area di contatto risulta costante. Tale potenza risulta essere il prodotto del coefficiente di attrito, μ , per la pressione media hertziana, P_{hz} , per la velocità di strisciamento, V_{str} , ovvero dal prodotto $\mu P_{hz} V_{str} = COST$. In pratica la precedente espressione può essere vista come prodotto della forza di attrito μP_{hz} per la velocità V_{str} , da cui otteniamo la potenza specifica dissipata per attrito. Secondo il metodo *FPI* si avrà *scuffing* nel momento in cui si supera un determinato valore di potenza dissipata.

AmMESSO di considerare un coefficiente di attrito costante il precedente metodo è molto simile al metodo *PV*. Rispetto al metodo *PV*, tuttavia, il metodo *FPI* risulta più coerente: esso, infatti, addebita all'innalzamento della temperatura dovuto alla potenza generata per attrito la diminuzione della viscosità del lubrificante quindi la rottura del meato lubrificato, con conseguente passaggio da lubrificazione completa a mista, che è il primo passo verso la formazione dello scuffing.

Facendo riferimento al momento torcente applicato ai provini utilizzati per i diversi test sperimentali, M_t , ed al numero di giri applicato, n , il criterio FPI può essere scritto come $M_t^{0.5} n \mu = \text{cost}$. Per il calcolo del coefficiente di attrito è stata proposta la seguente espressione sperimentale nel caso di dischi in acciaio:

$$\mu = 0,002 (W_t / b)^{0.2} (2 / \cos \alpha_t V_e R_{eq})^{0.2} \eta_0^{-0.05} X_r \quad (1.1)$$

dove con W_t si è indicata la componente del carico tangente al generico punto di contatto, b la larghezza di fascia della superficie teorica di contatto, α_t l'angolo di pressione V_e la velocità di strisciamento del punto di contatto con η la viscosità dinamica dell'olio in corrispondenza della zona di entrata e con X_r un fattore di rugosità di cui riportiamo l'espressione data $X_r = 21,4 (R_a / d_1)$ essendo R_a la rugosità media aritmetica e d_1 è il diametro della primitiva del pignone; sebbene si possa estendere il precedente discorso più in generale di corpi a contatto, con movimento relativo di strisciamento.

1.5.3 Criteri di temperatura.

Secondo *Blok* [12], a cui viene attribuito il primo criterio di previsione di temperatura, lo scuffing avviene sempre alla stessa temperatura totale per ogni coppia lubrificante/materiale delle ruote; sulla base della precedente asserzione sono state eseguite diverse prove che però hanno dato risultati contrastanti.

In ogni caso è possibile affermare che la temperatura totale di contatto ha un ruolo determinante nell'insorgere dello scuffing e che è possibile relazionarla con il rapporto tra il carico e la velocità di strisciamento indicando che tale rapporto può essere usato come criterio di previsione di danneggiamento a scuffing.

Altre prove della dipendenza della temperatura critica totale di contatto derivano da molti risultati di prove di scuffing, eseguite sia su ruote dentate che su dischi, che mostrano l'esistenza di una regione ad alta velocità in cui il carico limite di scuffing cresce aumentando la velocità di strisciamento in condizioni di *slide to roll ratio* costante ovvero modulo del rapporto della velocità di strisciamento tra i corpi costante.

Come è noto in condizione di lubrificazione mista il coefficiente di attrito diminuisce con l'aumentare della velocità in maniera tale da garantire la costanza del prodotto tra questi e la velocità stessa.

Dalla teoria di *Blok* deriva che sia la temperatura totale che quella di flash crescono con la velocità a carico costante: deduciamo che all'aumentare della velocità deve aumentare anche la temperatura di contatto affinché si verifichi lo scuffing.

1.5.3.1 Criterio della temperatura totale di contatto.

Quando due corpi si trovano in condizione di moto relativo di strisciamento l'attrito tra le superfici determina una dissipazione energetica sotto forma di calore che produce un locale innalzamento della temperatura in prossimità della zona di contatto a causa dei tempi brevi in cui si verifica questa temperatura essa è definita temperatura flash.; detta temperatura è definita tale per via del fatto che si verifica in tempi brevissimi e su superfici limitate. Volendo calcolare la temperatura di contatto essa è data dalla seguente espressione:

$$\theta_\chi = \theta_\phi + \theta_\beta \quad (1.3)$$

Essendo θ_β la temperatura la temperatura stazionaria del dente o del provino e con θ_ϕ quella flash; secondo *Blok* le condizioni necessarie per innescare il fenomeno dello scuffing è il raggiungimento di una determinata θ_x in corrispondenza di una ben definita velocità di strisciamento. In particolare si dimostra che, nel caso che $\theta_\phi \ll \theta_\beta$ e se il coefficiente di attrito μ non varia di molto, anche questo criterio può essere semplificato nella forma $WV_x = cost.$, o per lo meno nella forma $WV_x = cost.$ dove x vale $2/3$.

È stato già sottolineato che le ipotesi di *Block* dell'invariabilità del valore limite della temperatura di contatto al variare delle condizioni operative sperimentalmente non sono sempre verificate.

La normativa AGMA, (si rimanda a tal proposito alla norma 925-A03 ``*Effect of lubricant on gear surface distress*"), propone come criterio di previsione *scuffing* quello di *Blok*, e fornisce anche le espressioni per un facile calcolo della temperatura *bulk*, θ_β , e quella flash, θ_ϕ , per i vari punti di contatto; in tali norme, per agevolare l'applicazione del criterio vengono, infatti, suggerite alcune espressioni per il calcolo del coefficiente di attrito tenendo conto della rugosità superficiale, per il calcolo della temperatura *bulk* tenendo conto del tipo di lubrificazione e della temperatura dell'olio, e sono forniti anche alcuni parametri per il calcolo della temperatura critica di *scuffing* che tengono conto della presenza di additivi *ep* nel lubrificante e del trattamento subito dal materiale di cui sono costituite le ruote.

La previsione della probabilità di *scuffing* si ottiene confrontando il valore della temperatura di contatto calcolato con la temperatura limite di *scuffing* ottenuta sperimentalmente; secondo le già citate norme la temperatura di contatto per ogni punto nella zona di contatto deve essere minore dell'81% della temperatura media di *scuffing* (o del sistema materiale-lubrificante) per tenere bassa la probabilità di *scuffing*.

Per ottenere la temperatura effettiva del contatto occorre tener presente che la temperatura stazionaria del dente subito prima dell'ingranamento è generalmente maggiore della temperatura di ammissione del lubrificante; non difficilmente per ingranaggi veloci si riscontrano differenze di 10 ± 30 °C.

Poiché di seguito saranno considerate come condizioni di riferimento quelle per cui non si ha moto relativo tra le parti a contatto, e poiché assumeremo, ad ogni modo, che la velocità relativa sia costante, allora è ovvio che per le nostre considerazioni dovrà essere utilizzato proprio il criterio della temperatura di contatto suddetta.

1.5.3.2 Criterio della temperatura integrale.

Il metodo della temperatura integrale è stato proposto come un'alternativa al metodo di *Blok* per la stima del rischio di *scuffing*; mentre il metodo della temperatura flash è basato su una temperatura massima critica, il metodo della temperatura integrale è basato sull'integrazione, estesa a tutti i punti di contatto, della distribuzione della temperatura.

Il metodo di *Blok* e il metodo della temperatura integrale, comunque, forniscono la stessa stima del rischio di *scuffing* per la maggior parte dei casi. Tuttavia, com'è anche facile aspettarsi, il metodo di *Blok* è più sensibile ai picchi locali di temperatura dato che il metodo della temperatura integrale, come detto, valuta la media della distribuzione della temperatura.

I criteri della temperatura totale di contatto e della temperatura integrale, allorché applicati a temperatura costante e per ruote FZG, facendo riferimento al momento torcente applicato, M_t , ed al numero di giri per minuto della ruota, n , possono scriversi nella stessa forma, ovvero

$$M_t n^{0,3/0,95} = COST \quad (1.4)$$

1.5.4 Confronto tra alcuni criteri.

Di seguito è riportato un confronto tra alcuni criteri di *scuffing* e alcuni risultati sperimentali espressi in termini del momento torcente applicato, M_t , e del numero di giri per minuto della ruota, n , che è proporzionale alla velocità periferica sulla circonferenza primitiva. La *figura 1.7* mostra tale confronto. I dati sperimentali derivano da test condotti su un banco FZG utilizzando ruote di tipo A ed un olio minerale ISO VG 220 ad una temperatura di ingresso costante di 120 °C facendo variare solamente la velocità periferica.

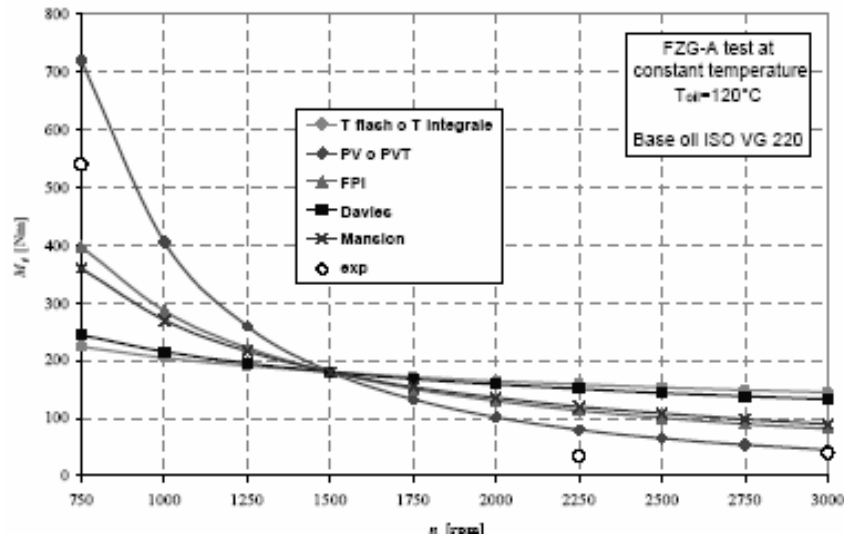


fig 1.7 Confronto tra alcuni criteri di *scuffing*[13]

1.6 La prevenzione.

Lo *scuffing* è essenzialmente causato dalla formazione di microsaldature sulle superfici che vengono a contatto. Ostacolare la formazione delle microsaldature è quindi il primo metodo protettivo disponibile. Prove condotte da *Bjerk* [12] hanno mostrato che in una atmosfera inerte i carichi di *scuffing* sono estremamente bassi; la mancanza di ossigeno impedisce la formazione di uno strato superficiale di ossido che svolge un ruolo protettivo. Dopo una fase iniziale di rodaggio in presenza di ossigeno nei successivi test in ambiente inerte la capacità di carico appare migliorata. La presenza di ossigeno nell'ambiente o nell'olio, e quindi la possibile formazione di uno strato di ossido sulle superfici, è una prima forma di protezione.

In varie prove è stato osservato un particolare comportamento dello *scuffing*: a basse velocità si ha un certo carico limite oltre il quale è possibile lo *scuffing*, aumentando la velocità (mantenendo costante il rapporto tra velocità di rotolamento e di strisciamento) il carico limite ha un minimo causato dalla riduzione della viscosità del lubrificante con la temperatura, e quindi tende ad aumentare (vari sono i riscontri in questo senso) con l'aumentare della velocità.

Un tale comportamento, in contrasto con il postulato di *Block*, dipende da due fenomeni: l'aumento di temperatura facilita la formazione di uno strato di ossido protettivo; inoltre intervengono fenomeni idrodinamici del lubrificante che, con l'aumentare della velocità, aumenta la capacità di sostenere parte del carico. Le velocità cui si osserva tale fenomeno dipende quindi dal carico applicato.

Stabiliti gli effetti benefici di questi strati protettivi il passo successivo consiste nel favorire ed accelerarne la formazione. Per fare questo vengono introdotti nel lubrificante additivi chiamati *extreme pressure (ep)*. Lo scopo di tali additivi è quello di favorire la formazione di uno strato non

metallico, e quindi non saldabile, sulle superfici di contatto; il modo in cui fanno questo è reagendo chimicamente con l'olio e con le superfici stesse. La chimica in atto non è del tutto nota anche se qualche tentativo di previsione è stato. Tipici additivi *ep* sono lo zolfo, il fosforo ed il cloro anche se la lista va a comprendere sostanze estremamente aggressive e sostanze che lo sono meno (gli additivi "*mild ep*"). Proprio la natura estremamente aggressiva di alcune di queste sostanze può causare l'insorgere di *pitting* e di corrosione superficiale ed il loro impiego deve essere limitato al "necessario". Altro metodo per ritardare l'insorgere dello scuffing è quello di trattare le superfici in modo da creare in altro modo uno strato che svolga lo stesso compito di quello che si forma con additivi *ep*.

CAPITOLO 2: La temperatura di contatto.

Come già visto nel *capitolo 1*, i criteri di previsione dello *scuffing* sono molteplici e diversi tra loro; essenzialmente si possono considerare due diversi gruppi a cui ricondurre tutti i metodi descritti precedentemente: nel primo gruppo si collocano tutti quei metodi che utilizzano come criterio di previsione un determinato valore limite dato dalla combinazione di una serie di parametri che caratterizzano il contatto tra due corpi (come pressione, velocità di strisciamento ecc.), nel secondo gruppo inseriamo tutti quei metodi che hanno come criterio di previsione quello del raggiungimento di una determinata temperatura; questi ultimi dipendono altresì dalle caratteristiche del materiale.

Le analisi che di seguito saranno eseguite, i cui risultati ci permettono di ottenere i valori limiti a cui possono essere sottoposti i provini, sono fatte in condizioni statiche (la velocità di strisciamento è assunta nulla): il provino infatti è soggetto ad un determinato carico che lo costringe ad interferire con un piano infinitamente rigido; in corrispondenza delle superfici a contatto si innescano delle elevate pressioni e temperature il cui innesco, in prossimità delle zone di contatto, sarà analizzato in dettaglio.

2.1 Determinazione della temperatura flash.

La *temperatura flash* è l'incremento di temperatura rispetto alla base del corpo dovuta alla dissipazione di calore causata dall'attrito che nasce durante il moto relativo tra due corpi a contatto: detto nome deriva dal fatto che tale incremento di temperatura è limitato alle aree di contatto istantanee e nel tempo di contatto delle stesse.

Nel caso di elementi solidi il meccanismo principale di trasmissione del calore è la conduzione; per modellare il problema partiamo col considerare una piastra infinita di spessore d le cui due superfici sono a due diverse temperature θ_0 e θ_1 , si prenda poi, una porzione di questa piastra racchiusa in un cilindro con generatrici perpendicolari alle superfici della piastra stessa: la quantità di calore che passa attraverso la superficie laterale di questo cilindro è nulla mentre quella che passa dalla base di superficie S in un tempo t è indicata con Q .

Sotto queste ipotesi la *conduttività termica* del materiale è definita come la costante data da:

$$\lambda = \frac{Qd}{(\theta_0 - \theta_1)St} \quad (2.1)$$

mentre la *diffusività termica* di seguito indicata con k dipende dalle caratteristiche proprie del materiale ed è descritta dalla seguente espressione:

$$k = \frac{\lambda}{c\rho} \quad (2.2)$$

In generale, per un generico materiale che si considera isotropo, ammesso che le proprietà termiche siano costanti, l'andamento della temperatura θ nelle tre direzioni è ricavabile dalla risoluzione della seguente equazione:

$$\frac{\partial^2 \theta}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 \theta}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 \theta}{\partial z^2} - \frac{1}{k} \frac{\partial \theta}{\partial t} = 0 \quad (2.3)$$

limitando l'interesse ad un campo di diffusività monodimensionale per cui la precedente equazione si riconduce alla seguente

(2.4)

$$\frac{\partial^2 \theta}{\partial x^2} - \frac{1}{k} \frac{\partial \theta}{\partial t} = 0$$

essendo la temperatura funzione soltanto del tempo t e della coordinata x , $\theta = \theta(x, t)$.

Come già detto precedentemente il fenomeno della *temperatura Flash* è un innalzamento di temperatura localizzato a zone estremamente limitate: di fondamentale importanza sarà quindi analizzare le sorgenti di calore puntiformi.

Di seguito si riportano le soluzioni proposte nel caso di corpo infinito in condizioni di sorgente di calore istantanea di forma nota; nel caso di corpo semi-infinito, a parità di sorgente di calore rispetto al caso infinito, il calore fluisce solo in un solo semi spazio per cui, si dimostra, che le temperature raggiunte sono il doppio di quelle che si verificano nel caso precedente.

2.1.1 Sorgente puntiforme di calore.

Si consideri anzitutto il caso di sorgente istantanea, nel caso di corpo infinito si può dimostrare che la temperatura, funzione delle tre coordinate direzionali e del tempo, tra la sorgente puntiforme di coordinate x', y', z' ed un generico punto a distanza x, y, z è data dalla seguente espressione:

(2.5)

$$\theta(x, y, z, t) = \frac{Q_i}{8(kt\pi)^{3/2}} \exp \left[-\frac{(x-x')^2 + (y-y')^2 + (z-z')^2}{4kt} \right]$$

essendo Q_i l'intensità della sorgente riferita all' i -esima asperità (definita come l'incremento di temperatura su un volume unitario di materiale) e t è la variabile tempo.

Se si considera una sorgente puntiforme che libera una quantità di calore per unità di tempo $q = q_i c \rho$ (c è la capacità termica e ρ è la densità del materiale) a partire dal tempo $t=0$, in queste condizioni il campo di temperatura risulta essere determinato dalla seguente espressione:

(2.6)

$$\theta(x, y, z, t) = \frac{q_i}{8(k\pi)^{3/2}} \int_0^t \exp \left[-\frac{(x-x')^2 + (y-y')^2 + (z-z')^2}{4k(t-t')} \right] \frac{dt'}{(t-t')^{3/2}}$$

Indicando con θ_m l'incremento di temperatura medio sulla superficie, dovuto alla sorgente, otteniamo che la temperatura totale di contatto è data dalla somma della temperatura del corpo prima del contatto, detta temperatura *bulk*, e la temperatura flash secondo la semplice equazione:

(2.7)

$$\theta_t = \theta_b + \theta_m$$

La prima ipotesi fatta, sulla determinazione della temperatura di contatto, è dovuta a *Blok* secondo il quale il flusso di calore è circa monodimensionale e quindi la sorgente si può approssimare ad una banda, a patto però, che la sorgente sia in moto ad alta velocità, perché risultano trascurabili le dissipazioni laterali.

Successivamente *Jager* ha determinato una soluzione approssimata per una sorgente circolare ferma e ha dimostrato che valgono ancora le condizioni ipotizzate da *Blok* per cui vale ancora l'approssimazione a banda; in particolare secondo *Jager* l'equazione di riferimento per la determinazione della temperatura del generico punto risulta:

(2.8)

$$\theta(x, z) = \frac{q}{2(\lambda\pi)} \int_{-b}^b \exp \left[-\frac{u(x-x')}{2k} \right] K \left[-u \frac{[(x-x')^2 + z^2]^{1/2}}{2k} \right] dx'$$

essendo K una particolare funzione correttiva di *Bessel*, u è la velocità relativa tra i due corpi a contatto e x è la direzione del moto della banda di cui sopra.

Si consideri, adesso, il caso in cui le temperature dei corpi a contatto sono diverse, indichiamo con i pedici 1 e 2 tutte le caratteristiche rispettivamente dei corpi 1 e 2; l'incremento di temperatura medio sull'area di contatto è definito come:

$$\theta_m = \frac{1}{A} \int_A \theta dA \quad (2.9)$$

Qui di seguito si tratta il caso di sorgente semi-infinita con il corpo 2 caratterizzato da isolamento termico e da un modulo della velocità pari a zero; ammesso, quindi, che tutto il calore dissipato venga assorbito dal corpo 1 che vede muovere la sorgente di calore a velocità V_1 , possiamo ipotizzare che l'andamento della temperatura sia regolato dalla *equazione 2.3*

Indicando con q l'intensità di calore generato per unità di superficie, ammesso che la velocità V_1 sia nulla (condizione coincidente con le ipotesi relative alle simulazioni già descritte) e che la sorgente sia circolare di raggio r , *Jager* fornisce la seguente espressione approssimata per determinare l'incremento medio di temperatura sull'area di contatto:

$$\theta = \frac{qr\pi}{4\lambda} \quad (2.10)$$

Nel caso in cui si ipotizza che la sorgente, sempre circolare, sia in moto con una velocità nota, v , l'espressione della temperatura che si raggiunge, la soluzione approssimata di *Jager* risulta essere:

$$\theta = \frac{qr\pi}{3.25\lambda} \left(\frac{k}{vr} \right)^{1/2} \quad (2.11)$$

bisogna, adesso, valutare in che modo, sulla base delle ipotesi fatte, le approssimazioni proposte da *Jager* approssimano la *temperatura flash*; per far questo risulta di fondamentale importanza definire il numero di *Peclet* definito come segue

$$L = \frac{v}{2v_0} \quad \text{essendo } v_0 = \frac{k}{r} \quad (2.12)$$

Praticamente, il numero adimensionale L può essere definito come il rapporto tra il tempo necessario affinché la massima temperatura possibile raggiunga una data profondità e il tempo che impiega la sorgente a spostarsi di un tratto r .

Se il tempo di permanenza della sorgente su di una certa porzione di corpo è molto maggiore del tempo che impiega la perturbazione ad arrivare ad una certa profondità si può adoperare l'approssimazione di sorgente ferma, altrimenti bisogna adoperare l'approssimazione di sorgente in movimento.

Il numero di *Peclet* è un indice della profondità di penetrazione del calore nel corpo e di conseguenza un indice della validità delle approssimazioni di sorgente ferma o in moto ad alte velocità; in generale per numeri di *Peclet* bassi (tipicamente $L < 0,1$) si considera come condizione di riferimento quella di sorgente ferma, nel caso di numeri di *Peclet* alti (tipicamente $L > 10$) si considera l'approssimazione di sorgente in moto e si adopera l'ipotesi semplificativa di capo di propagazione monodimensionale.

In figura 5.1 si riporta l'andamento qualitativo della temperatura per una sorgente circolare di raggio r per vari numeri di *Peclet* in corrispondenza a partire dal centro della sorgente considerata.

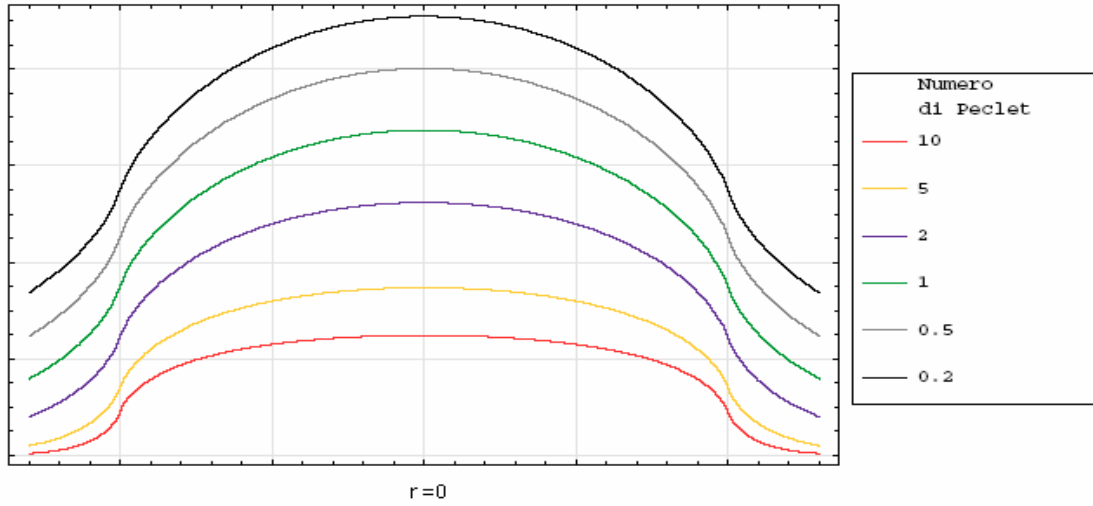


fig. 5.1 andamento della temperatura in funzione della distanza dal centro della sorgente, a partire dal punto $r=0$ (centro dell'area circolare di contatto), per i diversi numeri di Peclet mostrati in tabella.

2.1.2 Impostazione analitica del contatto con strisciamento.

Si consideri anzitutto il calore generato per attrito per unità di tempo nel moto di strisciamento delle superfici in contatto tra loro:

$$\dot{Q} = FV_{str}\mu \quad (2.13)$$

in cui F risulta la forza normale applicata, V_{str} la velocità di strisciamento (variabile che noi considereremo costante ed arbitraria), μ è il coefficiente di attrito; localmente la quantità di calore generato è espressa come segue:

$$q(x, y) = p(x, y)V_{str}\mu \quad (2.14)$$

in cui i termini funzione di x e y sono rispettivamente il calore e la pressione per unità di superficie; sulla base delle precedenti espressioni, ammesso che il contatto sia hertziano con superficie di contatto circolare otteniamo la seguente espressione per la determinazione di $q(x, y)$:

$$q(x, y) = \frac{3Q}{2r^2\pi} \sqrt{1 - \left(\frac{y}{r}\right)^2 - \left(\frac{x}{r}\right)^2} \quad (2.15)$$

La temperatura in un generico punto $p = (x_p, y_p)$ dovuta ad una sorgente puntiforme nel caso di contatto circolare di raggio r in condizioni di stazionarietà, indicando con h la profondità dalla superficie, può essere espressa come riportato di seguito:

$$\theta(h) = \frac{3}{8} \left[1 - \frac{1}{2} \left(\frac{h}{r} \right)^2 \right] \frac{Q}{r\lambda} \quad (2.16)$$

Sulla base della precedente equazione possiamo ricavare l'incremento medio di temperatura sull'area di contatto:

$$\theta = \frac{9Q}{32r\lambda} = \frac{9\pi q r}{32\lambda} \quad (2.17)$$

pertanto, l'incremento medio di temperatura sulla area teorica di contatto ammesso che la generazione di calore sia uniforme risulta:

$$\theta = \frac{8Q}{3\pi^2 r \lambda} = \frac{8qr}{3\pi \lambda} \quad (2.18)$$

Confrontando i risultati ottenuti dall'espressioni riportate precedentemente con i valori approssimati riportati in letteratura, teorie di *Block* e *Archard* [13], notiamo, attraverso numerosi fonti sperimentali presenti, che questi ultimi valori sono in media più bassi almeno del 10% rispetto ai primi.

2.2 Effetti della rugosità superficiale.

Tutte le considerazioni fatte sinora sono di carattere generale ovvero sono fatte sulla base di asserzioni che non tengono conto in dettaglio delle microasperità che caratterizzano le superfici reali; vogliamo qui di seguito valutare in che modo i diversi modelli rappresentati in precedenza, in particolare quello di *Jager*, si possono adattare al caso dei microcontatti tra le asperità di due corpi a contatto.

Si definisce, anzitutto, l'area di contatto per la singola asperità [Ciulli e Guha e Chowdhuri,12] che è funzione della rugosità, il cui raggio risulta:

$$r = \sqrt{2R\delta} \quad \text{essendo } \delta = z - d \quad (2.19)$$

avendo definito con quantità δ di cui è compresa l'asperità, mentre z è altezza dell'asperità rispetto al piano medio e d distanza tra il piano rigido ed il piano medio come mostrato in *figura 2.1*; in particolare il piano rigido è il piano teorico di contatto contro cui avviene il contatto, che determina l'entità dell'interferenza; il piano medio è il piano che rappresenta la superficie teorica del profilo considerato.

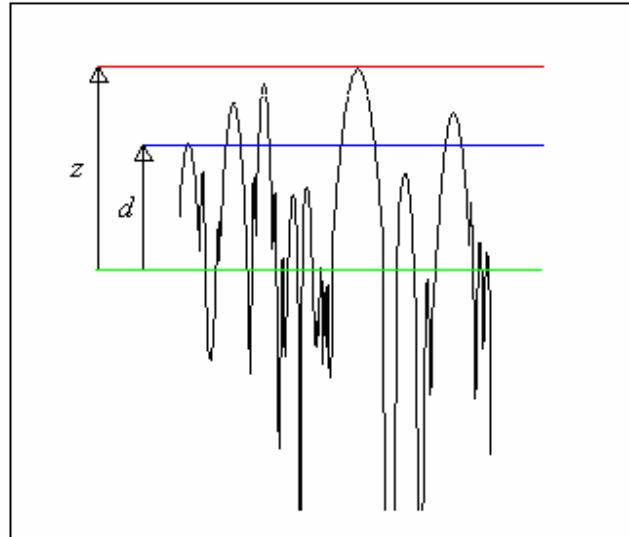


fig. 2.1 valutazione grafica delle distanze di riferimento durante il contatto.

a questo punto si ridefinisce il numero di *Peclet* che risulta, pertanto, funzione della rugosità:

$$L(z, d) = \frac{Vr(z, d)}{2k} \quad (2.20)$$

Noto il carico, il calore generato per unità di tempo, in ogni contatto, è dato come $Q = FV_{str}\mu$; se adesso consideriamo l'espressione completa della temperatura nel caso di due corpi a contatto (2.10), teoria di *Blok*, e introduciamo le espressioni dei numeri di *Peclet* (2.12, 2.20), otteniamo l'espressione della temperatura come riportato qui di seguito (la variabile λ è la conduttività del materiale):

(2.21)

$$\begin{aligned} \bullet \text{ Caso elastico } \theta(z, d) &= \frac{1.533 E_{eq} V_{str} \mu \sqrt{z-d}}{\sqrt{R} \left(\lambda_1 \sqrt{1.2344 + L_1(z, d)} + \lambda_2 \sqrt{1.2344 + L_2(z, d)} \right)} \\ \bullet \text{ Caso plastico } \theta(z, d) &= 2\mu \frac{r H V_{str}}{(\lambda_1 \sqrt{1.2733 - L_1(z, d)} + \sqrt{1.2733 - L_2(z, d)}) \sqrt{\pi}} \end{aligned} \quad (2.22)$$

la precedente condizione deformativa, elastica e plastica, si riferisce allo stato di deformazione della singola asperità a contatto; essa è determinata a partire da dati sperimentali secondo valori noti dell'interferenza o schiacciamento della asperità stessa.

Il parametro d è indice della separazione tra il piano medio e quello rigido: per determinare il valore di tale parametro si impone che il carico complessivo delle asperità sia uguale al carico applicato ammesso che solo le asperità più alte siano quelle che supportano il carico; E_{eq} è il modulo di rigidezza equivalente, H è la durezza, V_{str} è la velocità di strisciamento, μ il coefficiente di attrito ed R il raggio di curvatura.

Successivamente sono state proposte anche altre equazioni di riferimento che, contrariamente alle precedenti non tengono in considerazione della reale evoluzione del contatto, piuttosto si basano sull'uso di particolari coefficienti calcolati sulla base di rilievi sperimentali.

2.2.1 La normativa AGMA.

La normativa AGMA, sulla base della teoria proposta da *Blok*, propone la seguente formula per il calcolo della temperatura *flash*:

(2.23)

$$\theta = 31.62(K) \mu \frac{Xw}{(b_h)^{1/2}} \left(\frac{v_1 - v_2}{B_1(v_1)^{1/2} - B_2(v_2)^{1/2}} \right)$$

Si noti che tutte le considerazioni riportate dalla normativa AGMA si riferiscono a rilievi sperimentali ottenuti analizzando il contatto tra ruote dentate; tuttavia esse sono riproposte come valide in tutti quei casi in cui avviene contatto tra metalli per superfici in strisciamento tra loro.

Detta equazione si basa sull'utilizzo di coefficienti sperimentali di seguito illustrati: X il fattore percentuale di carico, w il carico per unità di superficie, v la velocità di strisciamento, che nel caso di ruote dentate è quella periferica sulla circonferenza primitiva, b è la semilarghezza della banda di contatto, B il coefficiente di contatto termico e K un coefficiente correttivo pari a 0.8.

Il coefficiente di attrito dipende da una serie di fattori che influenzano il contatto tra i corpi, tra questi ricordiamo la rugosità stessa delle superfici, le proprietà dell'olio, presenza di particelle di sporco, proprietà del materiale, forze in gioco ed irregolarità macrogeometriche; saranno valutati qui di seguito due diversi metodi per la determinazione del coefficiente di attrito μ .

✓ Approssimazione con una costante:

Un coefficiente di attrito costante lungo la linea di azione è stato assunto dalla norma AGMA 217.07 e calcolato come:

(2.24)

$$\mu_m = 0.06 C_{R_{avg}}$$

essendo $C_{R_{avg}}$ la costante superficiale di rugosità, parametro dipendente da Ra (intesa come media della rugosità dei due elementi a contatto), e compreso tra i valori 1 e 3; la precedente equazione fornisce il tipico valore del coefficiente di attrito che si può trovare in condizione di regime EHL, infatti, in condizioni di lubrificazione limite è molto frequente trovare dei coefficienti ben al di sopra di 0.2 quindi notevolmente più alto rispetto a quello calcolabile con il metodo visto precedentemente.

✓ Approssimazione mediante equazione empirica:

In questo caso l'equazione empirica ci fornisce un coefficiente di attrito variabile sulla base dell'equazione di *Kelley* e *Benedict* in cui viene inserito il valore della rugosità:

(2.25)

$$\mu_m = 0.0127 C_{R_{avg}} \log_{10} \left(\frac{29700 X_w}{\eta v_e^2 v_s} \right)$$

essendo $C_{R_{avg}}$ il coefficiente già incontrato precedentemente, mentre v_e e v_s sono rispettivamente la velocità di accesso e quella di strisciamento e η rappresenta il coefficiente di viscosità dinamica dell'olio in corrispondenza della temperatura del corpo del provino analizzato.

Il coefficiente di contatto termico B , è influenzato, invece, dalle caratteristiche fisiche del materiale dei provini utilizzati durante i test; esso può essere semplicemente calcolato come la seguente espressione:

(2.26)

$$B = (c\rho\lambda)^{1/2}$$

In cui i termini a secondo membro risultano essere rispettivamente: il coefficiente di conducibilità termica, la densità del materiale ed il coefficiente di conduttività, proprietà che si adattano a tutti i corpi analizzati; si noti che esistono in letteratura numerose tabelle che riportano delle combinazioni dei precedenti parametri per diversi materiali utilizzati negli organi di trasmissione.

Si vuole ora valutare in che modo la presenza della rugosità possa influire sulla determinazione della temperatura di contatto, sulla base di determinate condizioni di partenza; in effetti, il problema sarebbe abbastanza complesso in quanto si dovrebbero valutare una serie di condizioni collegate alla dissipazione di temperatura tra cui la forma delle asperità la loro densità la loro distribuzione ecc; queste considerazioni non saranno comunque intese come rilevanti al contrario delle proprietà dell'olio e di come questo viene inserito nella zona da lubrificare che determinano un diverso coefficiente U come riportato di seguito:

(2.27)

$$\theta_M = U\theta_{oil} + 0.56\theta_f$$

in particolare è da rammentare che la temperatura di riferimento per l'olio è quella di entrata, mentre il coefficiente U assume il valore 1 nel caso di lubrificazione a bagno d'olio, assume il valore 1.2 in tutti i casi di lubrificazione ad atomizzazione.

Se adesso vogliamo determinare il valore della temperatura del generico punto in corrispondenza del contatto tra due diversi elementi la temperatura assume il valore riportato qui di seguito:

(2.28)

$$\theta_B = \theta_M + \theta_f$$

La temperatura di *scuffing* è la temperatura nella zona di contatto tra i provini alla quale l'innesco dello *scuffing* avviene facilmente in concomitanza di una opportuna combinazione dei parametri del lubrificante e del materiale stesso dei provini.

In generale, ogni accoppiamento materiale-lubrificante, per una determinata coppia di provini a contatto, ha una temperatura di innesco scuffing caratteristica; detta temperatura è determinata attraverso dei test su ruote dentate con il medesimo sistema di lubrificazione; possiamo, in definitiva, dire che nel momento in cui θ_B raggiunge un valore limite, determinato sperimentalmente, è molto probabile che venga innescato lo *scuffing*: si suppone che, affinché si verifichi lo *scuffing*, sia sufficiente che il 50% delle asperità raggiunga il valore suesposto di θ_B .

La temperatura di *scuffing* per olii minerali con bassa concentrazione di additivi *anti-scuffing* è indipendente dalle condizioni operative sebbene il grado di viscosità sia un parametro fondamentale per la scelta di un'opportuna composizione dell'olio.

Qui di seguito sono riportate delle equazioni di riferimento utilizzate nei test IAE e FZG per olii minerali ed acciai tipicamente utilizzati per la costruzione di ruote dentate, saranno adottate due diverse equazioni a seconda che l'olio utilizzato sia con o senza additivi *anti-scuffing*:

- Olii minerali senza additivo $\theta_s = 63 + 33 \ln \nu_{40}$ (°K)
- Olii minerali con additivo $\theta_s = 118 + 33 \ln \nu_{40}$ (°K)

ν_{40} , è la viscosità cinematica alla temperatura di 40 C.

Nella seguente tabella 5.1 riportiamo alcuni valori di temperatura limite per olii commerciali utilizzati in applicazioni aerospaziali con test eseguiti su rotismi tipici delle applicazioni utilizzate.

Tabella 2.1: temperature di scuffing o limiti per accoppiamenti acciaio-olio usati nell'industria aerospaziale[12].

| Lubrificante | Temperatura limite di scuffing |
|---------------|--------------------------------|
| MIL-L-7808 | 205 |
| MIL-L-23699 | 220 |
| DERD2487 | 225 |
| DERD2497 | 240 |
| DOD-L-8534 | 260 |
| ISO VG 32 PAO | 280 |

La temperatura di *scuffing* determinata con dei test sulle ruote dentate per olii basso-additivati può essere estesa anche ad ulteriori acciai con trattamenti termici o trattamenti superficiali mediante una semplice equazione empirica mediante l'introduzione di un semplice fattore correttivo:

(2.29)

$$\theta_s = X_w \theta_{fl, maz, test} + \theta_{M, test}$$

Tabella 5.2: fattore correttivo, X, per diversi materiali trattati[12].

| Materiale | Xw |
|---------------------------|------|
| THROUGH HARDENED STEEL | 1.00 |
| PHOSPHATED STEEL | 1.25 |
| COPPER-PLATED STEEL | 1.50 |
| BATH NITRIDED STEEL | 1.50 |
| AUSTENITE STEEL | 0.45 |
| HARDENED CARBURIZED STEEL | 1.00 |

La temperatura di scuffing per olii alto-additivati può essere dipendente dalle condizioni operative; in genere in questi casi vengono eseguiti dei test ad hoc per le diverse condizioni operative.

Il rischio di scuffing può essere calcolato a partire da una distribuzione Gaussiana della temperatura di scuffing rispetto al valore principale; tipicamente, il coefficiente di variazione è in media del 15%; la determinazione della probabilità di scuffing può essere determinata con la seguente procedura: per variabili casuali che seguono una distribuzione normale la probabilità di determinazione variabile tra il 5% ed il 95% è data dalla seguente espressione:

(2.30)

$$x = \frac{(y - \mu_y)}{\sigma_y}$$

avendo definito x come variabile normalizzata standard, y come la variabile random, σ_y la deviazione standard e μ_y il valore principale della variabile random y ; adattando la precedente procedura al particolare problema che si sta affrontando, possiamo determinare le seguenti corrispondenze tra i parametri della relazione precedente e quelli incontrati nello studio della *temperatura Flash*:

- $y = \theta_{B,\max}$
- $\mu_y = \theta_s$
- $\sigma_y = 0.15\theta_s$

Sulla base della precedente relazione l'analisi del rischio dello *scuffing* può essere ricondotto al seguente schema riassuntivo relativamente alla probabilità x di innesco scuffing come riportato in tabella 5.3:

Tabella 5.3: Analisi della probabilità di scuffing.

| Probabilità di innesco Scuffing | Rischio di scuffing |
|---------------------------------|---------------------|
| < 10 % | Basso |
| dal 10% al 30 % | Moderato |
| > 30 % | Alto |

2.3 Equazioni di riferimento.

Come sin ora descritto, il raggiungimento di una data temperatura dovuta alla potenza dissipata durante il contatto tra due corpi, dipende dalle condizioni operative a cui sono soggette i provini e dalle proprietà chimico-fisiche del materiale usato.

Il problema che ora si pone è quale sia la condizione peggiore a cui debba essere soggetto il provino per l'innesco di fenomeni di *scuffing*: in particolare ci si chiede se la condizione peggiore, ai fini dello *scuffing*, si verifichi quando, in un certo punto in corrispondenza di una certa asperità, si raggiunge una determinata temperatura massima oppure quando nell'intera zona di contatto si raggiunge un dato valor medio di temperatura non necessariamente simile al valore precedente; in pratica ci si chiede se un picco localizzato di temperatura sia più pericoloso di un innalzamento globale di temperatura meno accentuato.

Per operare un confronto risulta, pertanto, di fondamentale importanza operare con due diverse equazioni di riferimento per i due casi che, tenendo conto della rugosità, si riferiscono a due condizioni differenti.

- a) Nel caso di determinazione della temperatura massima per la singola asperità le equazioni di riferimento sono quelle già riportate nel *paragrafo 2.2* (*equazioni 2.21, 2.22* rispettivamente) che ora sono riproposte in maniera semplificata come riportato qui di seguito:

(2.31)

- Caso elastico $\theta_t = 0.8\mu \frac{FV_{str}}{r(2\lambda\sqrt{2L})}$

(2.32)

- Caso plastico $\theta_t = 2\mu \frac{rHV_{str}}{(2\lambda\sqrt{1.2733-L})\sqrt{\pi}}$

- b) Nel caso di determinazione della temperatura media di contatto, se si vuole tenere in considerazione la rugosità, a livello macroscopico, l'espressione di riferimento che si può utilizzare per il calcolo della temperatura, *Nakanishi e Kato* [7], deriva dalla semplificazione della 2.23 e risulta essere:

(2.33)

$$\theta_t = D_0 G_R P^{0.86} V_s^{1.31} V_m^{-0.83} + \theta_0$$

vediamo in dettaglio il significato dei vari elementi che troviamo nella precedente equazione:

- D_0 è un coefficiente opportunamente tabellato con valore variabile dal tipo di materiale, dal tipo di lubrificazione e dal tipo di lubrificante.
- G_R è definito coefficiente di rugosità ed assume i seguenti valori:
 $G_R = 0.2R_q + 0.68$ se R_q risulta minore di $1.16\mu m$
 $G_R = 1$ se R_q risulta maggiore di $1.16\mu m$
- P risulta essere il carico per unità di lunghezza.
- V_s risulta essere data da $V_s = V_1 - V_2$.
- V_m risulta essere data da $V_m = \frac{V_1 + V_2}{2}$.
- V_1 e V_2 risultano essere le velocità dei due corpi a contatto.
- θ_0 è la temperatura del corpo volvente prima di entrare a contatto.

Si noti che, siccome si suppone un accostamento tra un corpo ed un piano rigido sarà posto $V_2=0$; ipotizzando di considerare ininfluenti le condizioni relative alla determinazione di D_0 , si eguaglia questo parametro ad 1, ottenendo, quindi, l'*indice di temperatura superficiale* di seguito riportato:

(2.34)

$$\theta_t = D_0 G_R P^{0.86} V_1^{0.83} / 2$$

A questo punto risulta di fondamentale importanza operare un'analisi della rugosità ed uno studio della meccanica del contatto al fine di garantire, in ingresso, tutti i dati numerici necessari ad operare una completa analisi numerica utilizzando le precedenti equazioni.

CAPITOLO 3: Analisi del contatto superficiale.

3.1 Descrizione della rugosità.

Nelle superfici reali il contatto avviene tramite le asperità inevitabilmente presenti sulla superficie dei corpi con la conseguenza che l'effettiva area di contatto è minore di quella nominale. Nel caso di problemi di contatto di superfici reali non è pertanto possibile non tenere in conto degli effetti della rugosità superficiale. Così facendo infatti si potrebbero valutare pressioni di contatto minori di quelle effettive e pertanto sottostimare il rischio di danneggiamenti quali micro e macro *pitting* e conseguentemente fenomeni di *scuffing*. Queste considerazioni sono ad esempio molto comuni nelle applicazioni, come quello delle trasmissioni aeronautiche, in cui sono presenti alti carichi in cui non è difficile che ci si trovi in regime di lubrificazione mista e dove proprio recentemente sono stati proposti criteri di danneggiamento che danno particolare importanza all'influenza della rugosità.

Inoltre la rugosità superficiale riveste un ruolo fondamentale non solo nei riguardi dell'attrito, dell'usura e del regime di lubrificazione e quindi riguardante solo aspetti di tribologia, ma assume molta importanza anche in altri campi di applicazione quali i problemi di conduzione termica ed elettrica, di tenuta, di adesione, di plasticità superficiale, e in molti aspetti connessi alla performance ed alla vista operativa degli elementi di macchine.

Ovviamente la bontà di un modello di contatto non può trascendere da come la rugosità viene descritta. Storicamente nei confronti della rugosità possiamo distinguere essenzialmente due approcci, uno *statistico* ed uno *deterministico* legato alla reale topografia superficiale.

L'approccio *statistico* include tutti quei modelli in cui le superfici sono descritte mediante l'uso di parametri statistici ed opportune funzioni di distribuzione delle altezze delle asperità. Alla base di questo approccio il fatto che le superfici comunemente adottate in diversi campi dell'ingegneria derivano da processi di lavorazione standard (quale quella di rettifica) che conferiscono alle superfici una topografia random delle asperità che può essere ben descritta da semisfere o paraboloidi di opportune curvatura ed ipotizzando opportune funzioni di distribuzione delle altezze delle asperità come quella gaussiana solo per citare una delle più usate. In questo modo è possibile ottenere modelli di contatto relativamente facili da implementare la cui attendibilità dipende comunque dalle assunzioni fatte sulla forma delle asperità e sulla loro distribuzione che molto spesso non sono comunque così immediate. Similmente *Mandelbrot* ipotizza la rugosità superficiale come il risultato della ripetizione di micro-strutture e cerca di quantificare la natura multiscala della rugosità facendo riferimento a parametri frattali indipendenti dalla scala. La distribuzione dei numeri di frequenza dei profili superficiali e l'ampiezza delle variazioni di tutti i numeri di frequenza sono i parametri più importanti del metodo.

L'approccio *deterministico* riguarda invece la misura diretta dei profili di rugosità. Oggi l'uso di rugosimetri rappresenta una tecnica molto diffusa per un'analisi quantitativa della morfologia di una superficie attraverso la misura diretta dei picchi e della valli.

Molto spesso si fa anche uso del metodo delle differenze finite in cui si assume costante la pressione di contatto all'interno di ogni elemento in cui è stato suddivisa la zona di interesse e di metodi iterativi per la l'ottenimento della soluzione. Allorché la complessità geometrica è notevole si fa anche uso di metodi agli elementi finiti (FEM) o agli elementi di contorno (BEM) che permettono di seguire un più verosimile comportamento plastico del materiale.

In definitiva nel caso di un approccio *deterministico* inserendo i valori della rugosità superficiale in codici per la soluzione di contatti lubrificati tra superfici rugose, si riesce ad ottenere un'istantanea abbastanza accurata delle condizioni di contatto; tuttavia risultando essa legata alla rugosità posta in ingresso a tali codici, senza tener conto delle variazioni di rugosità che possono verificarsi in condizioni di contatto, tali codici non sempre riescono a fornire delle indicazioni di carattere generale.

3.2 Metodi di approssimazione matematica delle asperità superficiali.

Nella maggior parte dei casi, si è notato che i modelli per la descrizione della rugosità non sono sempre basati su ipotesi semplificative che si basano su ipotesi collegate alla forma e la distribuzione delle asperità.

Sebbene detti modelli possono essere universalmente accettati per le superfici lavorate con le comuni tecniche, ad esempio quelle rettificate, in presenza delle superfici ottenute con le moderne tecniche di lavorazione detti modelli risultano essere obsoleti; effettivamente, la struttura di molte superfici lavorate dipende essenzialmente dai processi di lavorazione.

Qui di seguito si propongono alcuni tra i metodi utilizzati per la rappresentazione della topografia superficiale; le espressioni matematiche della superficie sono generate a partire da profili misurati attraverso diversi metodi tra cui, ad esempio, l'estrazione al profilometro; queste espressioni non si basano su parametri statistici pertanto possono essere usate per qualsiasi superficie esaminata. Si suppone che le asperità superficiali non seguano nessuna distribuzione statistica sia essa Gaussiana di Rayleigh.

Tutti i modelli proposti descrivono la asperità superficiali e le valli delle superfici rugose attraverso parabole ottenute proprio a partire da determinati parametri estrapolabili dal profilo misurato.

Tutte le parabole ottenute hanno una curvatura ottenuta per gruppi di punti che contemporaneamente sono sopra o sotto la linea di riferimento. Consideriamo un esempio semplice attraverso l'uso di semplici punti: x_0 e x_1 come riportato nella figura 2.1.

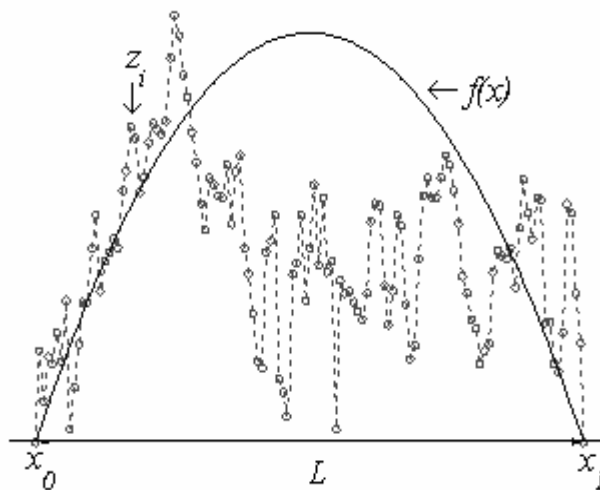


Fig. 3.1 rappresentazione approssimata delle asperità superficiali[1]

Ammettiamo di usare un sistema locale di coordinate tale che $x_0 = 0$ and $x_1 = L$. Otteniamo la seguente equazione

$$z = f(x) = rx(x - L) \quad (3.1)$$

Avendo definito con A l'area delimitata dalla parabola e dall'asse x, la curvatura nel punto centrale è ottenuta attraverso la seguente espressione

$$K = 2|r| = 12|A|/L^3 \quad (3.2)$$

Il valore del coefficiente a è calcolato in maniera che ci sia una certa corrispondenza qualitativa tra le asperità (e le valli) del profilo reale, formato da una serie di parametri, z , misurati sperimentalmente e le parabole determinate a partire da queste. Qui di seguito tratteremo più nel dettaglio cinque metodi di approssimazione che, basandosi sulla medesima condizione, approssimazione di valli ed asperità con parabole, descrivono secondo diversi criteri il profilo misurato.

3.2.1 Il modello di *Aramaki*.

[1] *Aramaki* propose un modello di schematizzazione per modellare il profilo misurato attraverso l'uso di funzioni quadratiche per calcolare la pressione media e l'area di contatto reale in un contatto tra due superfici rugose longitudinali. Anzitutto egli definisce la generica asperità come di seguito si riporta in *figura 2.2*:

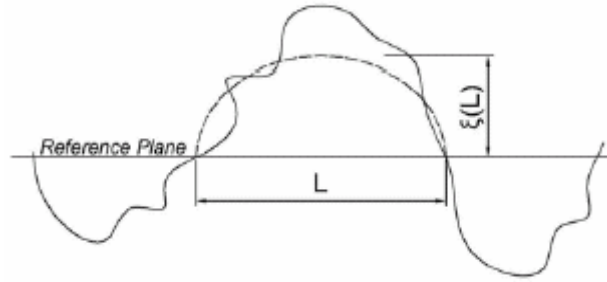


fig. 3.2 schematizzazione delle asperità secondo il metodo di Aramaki[1]

La formula che viene usata per la determinazione della lunghezza delle asperità è la medesima che viene usata anche per la valli. Per un'asperità di lunghezza L ed altezza ξ il valore del parametro g risulta essere dato da:

$$g = \pm \frac{4\xi}{L^2} \quad \frac{\xi(L)}{\sigma} = \left(\frac{2\pi}{L^{*2} + 1} \right)^{1/2} L^* \quad (3.3)$$

Si noti che il parametro a è scelto negativo per i picchi e positivo per le valli; è altresì importante considerare la curvatura delle asperità data da:

$$K = \frac{|f''(x)|}{[1 + (f'(x))^2]^{3/2}} \quad (3.4)$$

Usando il raggio di curvatura della funzione quadratica la funzione generale che descrive l'asperità é data dalla seguente formula:

$$z = -\frac{4\xi}{L^2} x^2 + \frac{4\xi}{L} x \quad (3.5)$$

Un esempio di schematizzazione delle asperità che si ottiene utilizzando il metodo di *Aramaki* sopra esposto viene riportato qui di seguito in *figura 2.3*

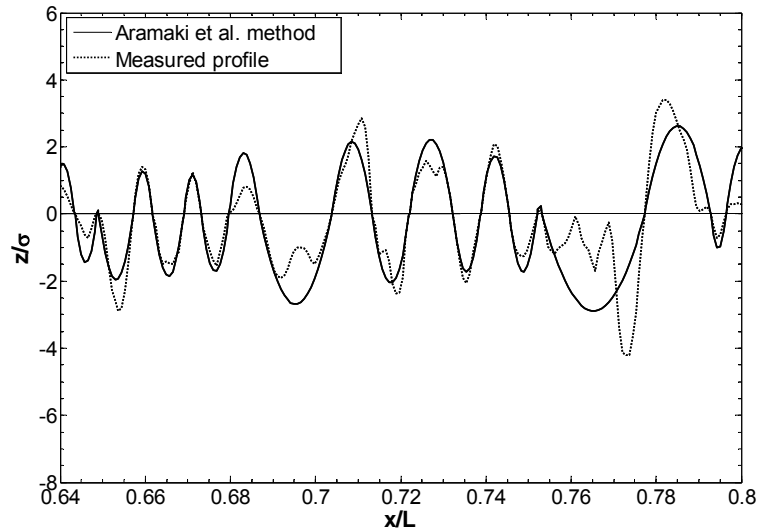


fig 3.3 risultato della schematizzazione numerica ottenuta usando Aramaki[14]

3.2.2 Approccio Same-Area.

[14] Questo modello per l'approssimazione della rugosità superficiale usa funzioni quadratiche per descrivere picchi e valli con l'unica condizione da rispettare che l'asperità realmente misurata abbia la medesima area della funzione quadratica con cui viene approssimata.

L'area della asperità può essere approssimata con la seguente espressione:

$$A = \sum_{i=1}^{N-1} (x_{i+1} - x_i) \frac{z_i + z_{i+1}}{2} \quad (3.6)$$

Come è noto la funzione quadratica di riferimento è: $z = ax^2 + bx + c$. I coefficienti a , b and c possono essere determinati attraverso le condizioni a contorno: per $x=x_0$ e $x=x_1$ vale la condizione $z=0$ e ponendo, come sopra menzionato, l'uguaglianza tra l'area della approssimazione e quella reale si ha:

$$A = \frac{1}{3} gx^3 + \frac{1}{2} bx^2 + cx \Big|_{x_0}^{x_1}$$

Risolvendo le equazioni di cui sopra e, considerando le condizioni a contorno si ha la seguente espressione quadratica di riferimento:

$$z = -\frac{6A}{(x_1 - x_0)^3} x^2 + \frac{6A(x_1 + x_0)}{(x_1 - x_0)^3} x - \frac{6Ax_1x_0}{(x_1 - x_0)^3} \quad (3.8)$$

3.2.3 Approccio Same Rq.

[14] Attraverso questo metodo si approssimano picchi e valli con funzioni quadratiche tali per cui venga rispettata la condizione a contorno di uguaglianza dello scarto quadratico medio tra la superficie reale e la funzione con cui viene approssimata. Di seguito riportiamo la relazione fondamentale che deve essere tenuta in considerazione come condizione a contorno

(3.9)

$$R_q^2 = \frac{1}{L} \int_0^L f^2(x) dx = \frac{1}{N} \sum_{i=1}^N z_i^2$$

Dalla introduzione della precedente equazione, tenendo in considerazione l'espressione generale della funzione quadratica che teniamo in considerazione è possibile calcolare il coefficiente a sulla base della seguente relazione in cui coefficiente a è scelto negativo per i picchi e positivo per le valli :

(3.10)

$$g = \pm \sqrt{\frac{30 \sum_{i=1}^N z_i^2}{N L^4}}$$

3.2.4 Approccio LMS.

[14] Al solito partiamo dalla espressione generica della parabola che approssima sia picchi che valli:

(3.11)

$$z = gx^3 + bx^2 + c$$

Essendo z il parametro identificativo dell'altezza mentre x corrisponde al valore sull'asse delle ascisse. Un picco o una valle è costituito da n coppie di coordinate: (x_1, z_1) (x_2, z_2) ... (x_i, z_i) ... (x_n, z_n) ; secondo questo approccio la funzione che meglio rappresenta le asperità reali è quella che minimizza l'errore quadratico minimo.

(3.12)

$$R_{eq} = \sum_{i=1}^n [z_i - f(x_i)]^2 = \sum_{i=1}^n [z_i - (gx_i^2 + bx_i + c)]^2 = \min$$

Questa funzione ha due punti notevoli ben definiti; essa, infatti, può iniziare quando inizia l'asperità e terminare quando essa termina (entrambi sono dei punti in cui $f(x) = 0$). Sulla base delle precedenti asserzioni il least mean square error (LMS appunto) è definito come:

(3.13)

$$R_{eq} = \sum_{i=1}^n [(gx_i^2 - g(x_0 + x_1)x_i + gx_0x_i) - z_i]^2 ;$$

Poiché l'obiettivo è ottenere il valore minimo di R è necessario porre $\partial R / \partial a = 0$; così facendo è possibile ottenere anche il valore di a per cui si ottiene:

(3.14)

$$g = \left[\sum_{i=1}^N z_i (x_i^2 - Lx_i) \right] / \left[\sum_{i=1}^N (x_i^2 - Lx_i)^2 \right]$$

Con questo approccio è estremamente semplice ottenere un profilo descritto da funzioni matematiche, ma il risultato non è ottimale per via del fatto che non si riescono ad identificare dei minimi locali o meglio valli che non oltrepassano la linea dello zero e, pertanto, non vengono viste come tali ma sono inglobate in un'unica grande asperità.

3.2.5 Approccio LMS C1-C2.

Questo è un metodo che si basa interamente sul precedente metodo *LMS*. La sostanziale differenza sta' nel fatto che, rispetto al precedente, troviamo altre due linee di riferimento, *C1* e *C2*, che corrispondono a due distanze.

In particolare la linea di riferimento *C1* dista il valore *C1* dalla linea dello zero nel senso delle *z* positive mentre la linea di riferimento *C2* dista il valore *C2* dalla linea dello zero nel senso delle *z* negative.

In pratica, entrambe le rette di riferimento parallele alla linea dello zero, fungono da ulteriore riferimento rispettivamente per picchi e valli che stanno al di sopra o al di sotto di tali linee di riferimento; la linea dello zero sarà utilizzata per modellare, con le medesime modalità, le asperità che rientrano nella zona centrale e non intersecano le precedenti *C1* e *C2*.

Il valore di *C1* e *C2* sebbene sia calcolato con le medesime modalità per diversi profili non risulta essere standard; la modalità di riferimento per il calcolo di questi valori, risulta essere la seguente: data la linea dello zero il valore di *C1* è quel valore che rappresenta il 30% del valore cumulato del totale delle asperità considerando solo la parte positiva del profilo misurato rispetto alla linea dello zero.

Il valore di *C2* è quel valore che rappresenta il 30% del valore cumulato del totale delle asperità negative o valli, considerando solo la parte negativa del profilo misurato rispetto alla linea dello zero.

Da simulazioni eseguite su diversi profili è risultato che questo metodo è quello che meglio approssima il profilo reale: l'accuratezza dei dettagli e la forma delle asperità che si riescono ad ottenere usando questo metodo sicuramente lo rendono il più adatto per le approssimazioni come mostrato in *figura 2.4*, in cui procediamo a paragonare i risultati di approssimazioni raggiunti con questo metodo con quelli che otteniamo attraverso l'utilizzo del metodo *Aramaki*.

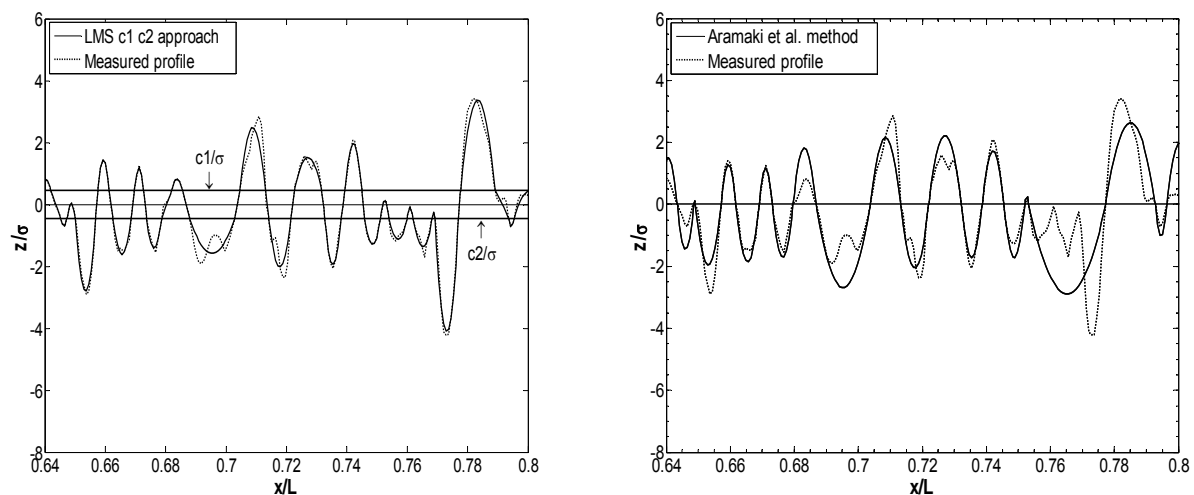


fig. 3.4 confronto tra due diversi metodi di approssimazione: LMS c1-c2 a sx, Aramaki a dx[14]

3.3 Modelli di contatto meccanico tra le asperità.

Nel seguito sono presentati brevemente alcuni dei modelli di contatto presenti in letteratura e che sono stati presi in considerazione per la messa a punto del codice per le condizioni di oil-off.

Storicamente il primo modello di contatto fu proposto da *Hertz* nel 1882. Tale modello considera elastico il contatto tra i corpi ed ignora gli effetti della rugosità assumendo idealmente lisce le superfici. Come si è stato detto sopra è invece ben noto che nelle superfici reali il contatto

avvenga tra le asperità. Pertanto il modello di *Hertz* potrebbe essere usato solo per descrivere il contatto tra due asperità trascurando comunque la deformazione delle superfici dovuta al contatto tra le asperità più o meno vicine. Tuttavia poiché il contatto tra due superfici avviene attraverso un largo numero di asperità in contatto reciproco bisogna tener conto della deformazione di *bulk* operata dalle asperità. Soltanto di recente sono stati comunque messi a punto modelli di contatto più complicati capaci di considerare gli effetti dell'interazione delle asperità ovvero la deformazione di *bulk* dei corpi in contatto.

L'analisi di Hertz si basa sulle seguenti quattro assunzioni:

- Le superfici sono continue e lisce;
- Le deformazioni sono piccole;
- Non si verificano fenomeni di attrito;
- Si verificano solo fenomeni di deformazione elastica;

Le relazioni che collegano le principali quantità che sono coinvolte nel problema di contatto meccanico tra una sfera contro un piano sono qui di seguito riportate. Il raggio dell'area di contatto, rappresentata da una circonferenza risulta:

$$a_e = \sum a_i = \frac{\pi p_0 R}{2 E^*} = \left(\frac{3 W R}{4 E^*} \right)^{1/3} \quad (3.15)$$

essendo p_0 la massima pressione di contatto (pressione hertziana), R è il raggio della sfera, W il carico ed E^* il modulo elastico equivalente:

$$E_{eq} = \left(\frac{1 - \nu_1^2}{E_1} + \frac{1 - \nu_2^2}{E_2} \right)^{-1}$$

Avendo definito con il pedice 1 e 2 le quantità (*modulo elastico* e coefficiente di *Poisson*) riferite rispettivamente ai due corpi a contatto. L'area di contatto può essere calcolata attraverso una formula che includa l'interferenza δ :

$$A_e = \pi a_e^2 = \pi R \delta \quad \text{essendo } a_e = (R \delta)^{1/2} \quad (3.17)$$

Il carico elastico risultante per ogni asperità risulta essere, pertanto:

$$W = \frac{4}{3} E_{eq} R^{1/2} \delta^{3/2} \quad (3.18)$$

Quindi la pressione media risultante relativa alla massima pressione ricavata precedente

$$p_m = \frac{2}{3} p_0 \quad (3.19)$$

3.3.1 Modello di *Greenwood Williamson*.

[6] In questo paragrafo è proposto uno dei primi modelli statistici (indicato nel seguito più brevemente come *modello GW*) per lo studio del contatto elastico delle asperità. Il modello si basa sulle seguenti assunzioni:

- le superfici dei corpi a contatto sono coperte da asperità che possono essere considerate sferiche in sommità;

- le sommità delle asperità di entrambe le superfici hanno lo stesso raggio
- l'altezza delle asperità varia in maniera casuale
- la maggior parte delle superfici di applicazione ingegneristica hanno una distribuzione delle altezze delle asperità di tipo Gaussiano.

In questa prima tipologia di modelli, gli effetti della singola asperità erano valutati separatamente e non veniva considerata nessuna interazione tra le asperità vicine. Il problema veniva risolto sommando gli effetti di ogni singola asperità.

L'analisi del contatto tra due superfici rugose può essere semplificato riconducendo il problema al semplice contatto tra una superficie rugosa ed una superficie liscia. La superficie rugosa avrà una rugosità equivalente a quella delle due superfici:

$$\frac{1}{R_p} = \frac{1}{R_{p1}} + \frac{1}{R_{p2}} \quad (3.20)$$

Il comportamento della singola asperità è conosciuto attraverso le equazioni del modello hertziano. Il carico W_i trasmesso in corrispondenza di un'area di contatto pari ad A_i risulta:

$$W_i = \frac{4E_e}{3} R_i^{1/2} \delta_i^{3/2} \quad (3.21)$$

Il carico critico oltre il quale si verifica la deformazione plastica può essere stimato calcolando il relativo valore della pressione media a partire dalla massima pressione *Hertziana*:

$$p_m = \frac{2p_0}{3} = \frac{4E_e \delta^{1/2}}{3R^{1/2} \pi^{1/2}} \quad (3.22)$$

Usando il criterio di *von Mises*, il valore del carico critico a cui si ha inizio la plasticizzazione, avendo indicato con N il numero di asperità a contatto, è:

$$\frac{W_{cr}}{N} \approx \frac{R^2 H^3 \pi^3}{48 E_e^2} \quad (3.23)$$

Se due superfici sono separate da una distanza d, la probabilità che avvenga il contatto tra asperità di altezza z è:

$$P(z > d) = \int_d^{\infty} \phi(z) dz \quad (3.24)$$

ponendo $\delta = z - d$ e $A_i = \delta \pi R_p$ l'area totale di contatto prevista sarà data dalla seguente espressione:

$$A_t = \pi N R_p \int_d^{\infty} (z - d) p(z) dz \quad (3.25)$$

mentre l'espressione del carico totale risulta essere:

(3.26)

$$W_t = p_t A_t = \frac{4}{3} N R_p^{1/2} \int_d^{\infty} (z-d)^{3/2} p(z) dz$$

3.3.2 Modello di *Chang Etsion Bogy*.

[4] Nel modello di *Greenwood-Williamson* l'area di contatto è sottostimata nel caso in cui si verifica della locale plasticizzazione. Il modello *CEB* [*Chang Etsion Bogy*] è, invece, modellato per tenere in considerazione le deformazioni elasto-plastiche attraverso l'ipotesi di conservazione del volume durante le deformazioni plastiche.

Il modello usa i risultati derivanti dall'analisi di una singola asperità per sviluppare un modello generale per le deformazioni elasto-plastiche usando le medesime ipotesi di partenza che abbiamo incontrato nel modello *GW*.

Si assume che la deformazione sia localizzata prevalentemente in prossimità del contatto, quindi, ad una certa profondità sotto la zona di contatto il materiale rimanga indeformato.

L'accumulo di plasticizzazione dipenderà, così, dall'interferenza δ tra le due superfici, per un'interferenza minore del valore critico δ_c il contatto è elastico altrimenti il contatto risulta essere anche plastico.

Pertanto, nel caso di contatto elastico si riterranno valide le relazioni viste nell'analisi del metodo di *Greenwood Williamson*; nel caso di deformazione plastica sarà assolutamente necessario ipotizzare la conservazione del volume. Si parte da un'altezza iniziale h_c come riferimento per il controllo del volume e da lì partiremo per studiare l'evoluzione della deformazione. Sulla base di queste ipotesi nel caso di deformazione plastica l'equazione che esprime l'area di contatto è riportata qui di seguito:

(3.27)

$$A_p = \pi R \delta \left(2 - \frac{\delta_c}{\delta} \right)$$

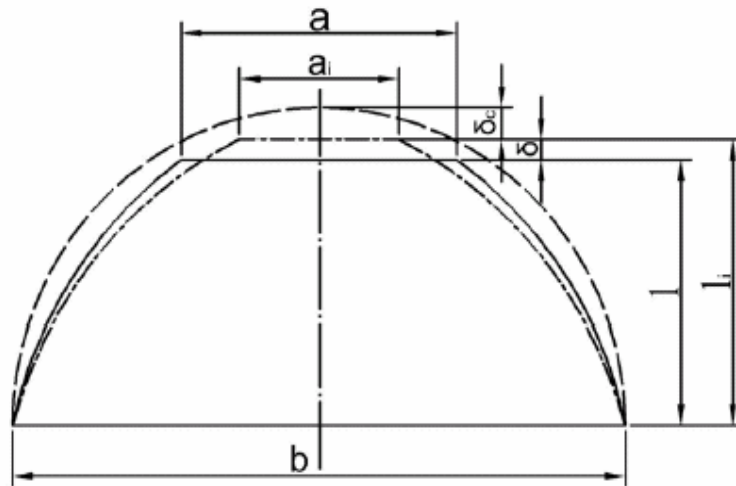


fig. 3.5 evoluzione della deformazione dal campo elastico a quello plastico[4].

Per la generica asperità il carico supportato risulta pertanto essere:

(3.28)

$$W = A_p k H = \pi R \delta \left(2 - \frac{\delta_c}{\delta} \right) k H$$

Nel caso generale di deformazione plastica totale delle asperità, la pressione media dell'area di contatto è pari a kH .

Questa ipotesi è ragionevolmente valida nella prima fase di deformazione allorché la pressione media di contatto è effettivamente minore che kH mentre col procedere della deformazione quindi dell'interferenza la pressione media di contatto assume un valore che si avvicina molto ad H .

Questo modello è molto più efficiente che non quello di *Greenwood and Williamson* perché è descrittivo dell'intero campo di deformazione a partire da quella elastica sino a quella puramente plastiche.

I risultati del modello *GW*, infatti, differiscono parecchio dai risultati sperimentali per carichi molto alti per i quali si raggiunge una percentuale superiore al 50% di deformazione elastica, al ogni modo, il modello *CEB* ha un notevole difetto: si verifica, infatti una discontinuità dei parametri deformativi in corrispondenza del passaggio dalla condizione di criticità che si verifica, come visto, all'inizio della plasticizzazione, nell'intervallo in cui la pressione di contatto supera il valore di $2/3kH$ ma è ancora inferiore a kH , un altro difetto è che il passaggio dal regime elastico a quello plastico non avviene con gradualità ma è repentino manca una zona di transizione.

3.3.3 Modello di *Zhao Maietta Chang*.

[17] Questo è un altro modello elasto-plastico per il contatto tra due superfici reali con la transizione dal contatto totalmente elastico a quello plastico.

La transizione dal campo completamente elastico a quello plastico si basa su teorie di meccanica del contatto in congiunzione con la continuità e omogeneità delle variabili attraverso modi di deformazione differenti.

Con questo modello finalmente vengono risolti i problemi dei precedenti modelli perché viene introdotto il concetto di transizione, ovvero, di quella zona in cui coesistono le due tipologie di deformazione.

Le ipotesi fatte su questo modello, riportate qui di seguito, sono le medesime che abbiamo trovato nei precedenti modelli:

- La distribuzione delle asperità è isotropica;
- Le asperità, in prossimità della loro sommità, sono sferiche;
- Le interazioni tra le asperità in contatto sono trascurate;

Procederemo, adesso, a fare una valutazione generale dei tre campi deformativi e, per ognuno di essi, considerare le equazioni generali di riferimento.

➤ *Contatto elastico*

Dalla teoria di *Hertz*, vista precedentemente, l'interferenza δ , il carico di contatto W , e la pressione media di contatto sono date rispettivamente dalle seguenti equazioni:

(3.29)

$$\delta = \left(\frac{3p_a \pi}{4E_{eq}} \right)^2 R$$

(3.30)

$$W = \frac{4}{3} E_{eq} R^{1/2} \delta^{3/2}$$

(3.31)

$$p_m = \frac{4E_{eq}}{3\pi} \left(\frac{\delta}{R} \right)^{1/2}$$

L'interferenza critica, che si ottiene per il valore $p_0 = KH$ risulta essere:

(3.32)

$$\delta_c = \left(\frac{3\pi KH}{4E_{eq}} \right)^2 R$$

Nel caso in cui $\delta < \delta_{c1}$, il contatto è completamente plastico, per $\delta > \delta_{c1}$ si verificano fenomeni di plasticizzazione.

➤ *Contatto plastico*

Nel momento in cui l'incremento di δ è tale da arrivare al livello δ_{c2} , in corrispondenza del quale la pressione arriva ad un valori pari circa ad H , si verifica una condizione di deformazione totalmente plastica.

In queste condizioni l'area di contatto è data dall'intersezione tra un profilo di riferimento piatto e il profilo rugoso di partenza:

$$A_p = 2\pi R\delta$$

Il carico di contatto è dato dall'area di contatto moltiplicata per la pressione media di contatto:

(3.33)

$$W_p = 2\pi R\delta H$$

Il minimo valore del valore critico per cui si ottiene questa condizione di deformazione plastica, può essere stimato con una semplice analisi: al valore $\delta = \delta_{c2}$ il carico ottenuto a causa del contatto risulta essere pari a $2\pi\delta_2 RH$. Sulla base di numerosi dati presenti in letteratura possiamo quindi asserire che vale la seguente condizione:

(3.34)

$$\delta_{c2} = 54\delta_{c1}$$

➤ *Contatto elasto-plastico*

Quando l'interferenza è compresa nell'intervallo tra δ_{c1} (rinominato δ_c) e δ_{c2} , siamo in presenza di deformazione elasto-plastica: in questa condizione le equazioni di correlazione che esprimono il valore del carico, dell'area di contatto in funzione dell'interferenza diventano molto complesse.

La relazione tra la pressione p_m e l'interferenza δ può essere derivata da una equazione presentata nel 1976 da parte di H.A.Francis basata su un'analisi statistica :

(3.35)

$$\frac{p_m}{Y_r} = C_1 + C_2 \ln \left(\frac{h/b}{Y_r/E} \right)$$

Essendo, Y_r il valore di snervamento uniassiale a trazione, h la distanza dal punto centrale del contatto, b il raggio dell'area di contatto gli altri due termini sono, invece, delle costanti.

Ci si aspetta, inoltre, che in condizioni di deformazione elasto-plastica venga rispettata la seguente condizione:

(3.36)

$$a = \sqrt{2R\delta}$$

Qui di seguito si riportano tutte le equazioni fondamentali che caratterizzano questo campo deformativo:

(3.37)

$$A_{ep} = \pi R \delta \left[1 - 2 \left(\frac{\delta - \delta_c}{53 \delta_c} \right)^3 + 3 \left(\frac{\delta - \delta_c}{53 \delta_c} \right)^2 \right]$$

(3.38)

$$a_{ep} = \left\{ R \delta \left[1 - 2 \left(\frac{\delta - \delta_c}{53 \delta_c} \right)^3 + 3 \left(\frac{\delta - \delta_c}{53 \delta_c} \right)^2 \right] \right\}^{1/2}$$

(3.39)

$$W = A_{ep} \left[H - H \left(1 - \frac{2}{3} k \right) \frac{\ln 54 \delta_c - \ln \delta}{\ln 54} \right]$$

In figura 3.6 si mostra l'andamento dell'area di contatto in funzione dell'interferenza per il generico provino con, in evidenza, il comportamento differente dei tre intervalli considerati:

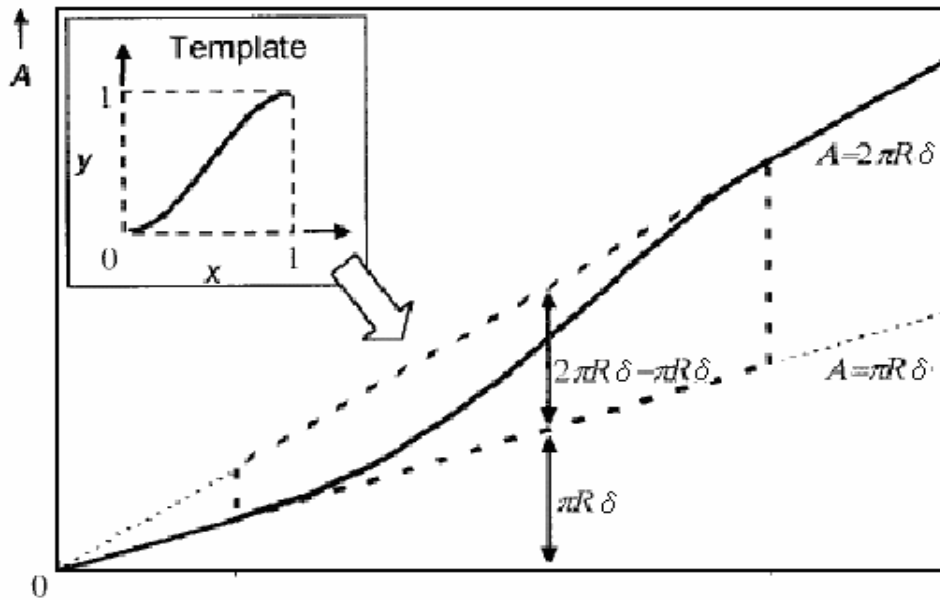


fig 3.6 Andamento dell'area di contatto con l'interferenza [13].

Nella figure 3.7 e 3.8, invece è riportato un esempio in cui sono messi a confronto i diversi comportamenti della singola parabola e dell'intero profilo per valutare l'evoluzione di comportamento delle due diverse condizioni di riferimento.

Si anticipa che, per diversi provini il comportamento può risultare completamente dissimile, così pure come il comportamento della singola parabola; queste differenze a parità di materiale saranno solamente funzione della rugosità superficiale; dall'analisi delle figure 3.7 e 3.8, in cui è riportato l'andamento dell'area di contatto $A_c = \pi a^2$ in funzione dell'interferenza, possiamo dedurre qualche importante considerazione: anzitutto si nota come nella fase iniziale tutti i metodi danno risultati molto simili tra loro perché retti dalle medesime equazioni, non appena viene superato il valore di interferenza critica vediamo che si ha un comportamento differente per i diversi metodi.

Il metodo di Greenwood-Williamson è estremamente simile al metodo ZMC (nell'esempio riportato c'è una variazione di comportamento solo dopo 0.015 micron), il metodo CEB, invece, non appena viene superato il limite di inizio plasticizzazione, ha un comportamento completamente dissimile; un andamento del genere può essere spiegato come segue: non appena viene superato il valore critico di plasticizzazione la componente percentuale di questo tipo di deformazione rispetto

a quella totale è molto piccola, e ciò spiega il perché i modelli di GW e ZMC siano molto simili; quello di CEB differisce sin da subito perché non contempla l'esistenza della zona di transizione o di passaggio tra il campo completamente elastico a quello completamente plastico, al contrario del metodo ZMC che ammette l'esistenza della deformazione elasto-plastica.

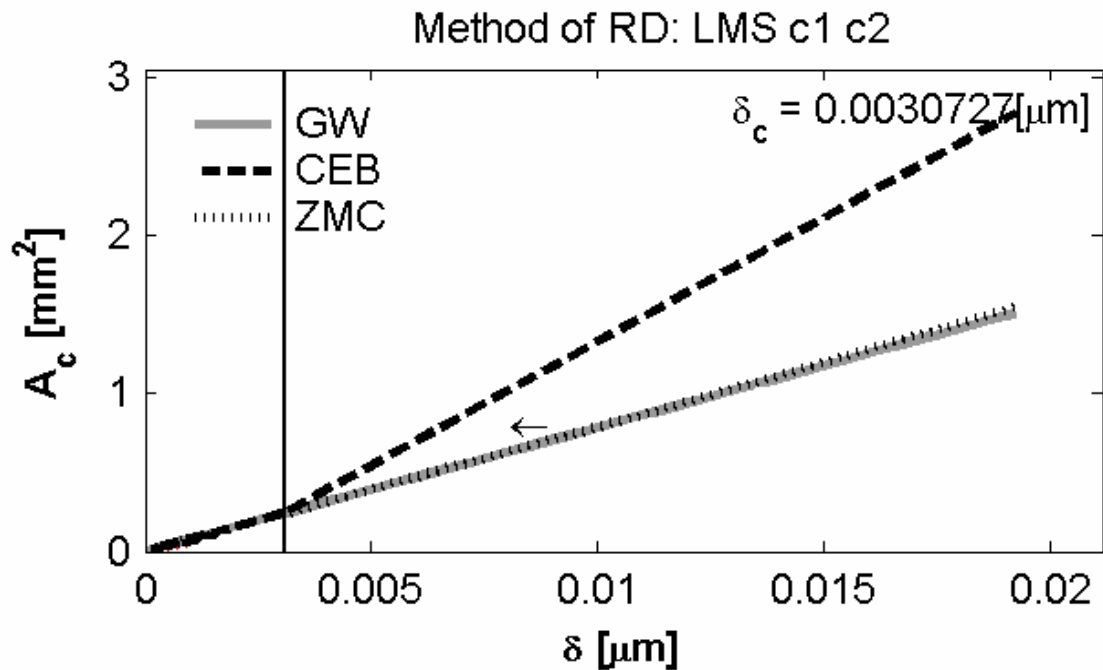


fig 3.7 risultato della simulazione relativo all'andamento dell'area di contatto in funzione dell'interferenza per i diversi metodi di contatto per la singola parabola mediante l'utilizzo del metodo di rappresentazione LMS C1C2.

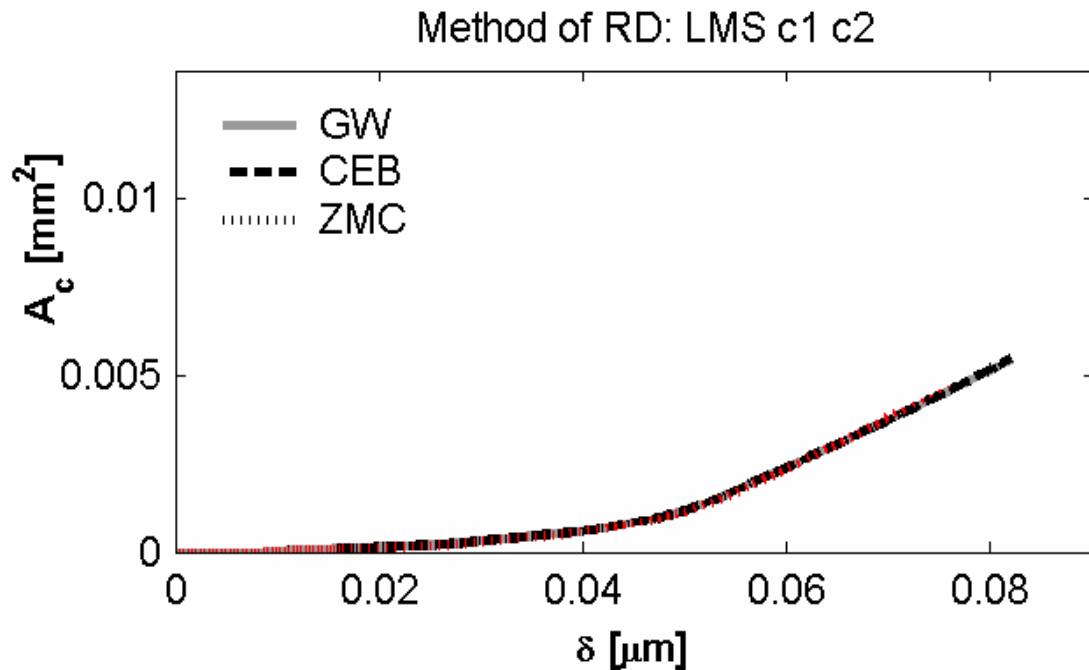


fig 3.8 risultato della simulazione relativo all'andamento dell'area di contatto in funzione dell'interferenza per i diversi metodi di contatto per l'intero profilo mediante l'utilizzo del metodo di rappresentazione LMS C1C2.

3.4 Il programma CM

Come visto nei precedenti paragrafi, la letteratura è molto ricca di teorie, differenti tra loro, che spiegano in che maniera evolve la deformazione di puro schiacciamento delle asperità soggette ad un carico noto, conoscendo le caratteristiche fisiche del materiale.

Queste teorie si basano su equazioni di riferimento che descrivono l'andamento delle caratteristiche fondamentali della meccanica del contatto e che le correlano fra loro: dall'esigenza di valutare in che modo evolvono i diversi parametri caratteristici del meccanismo di contatto nasce il programma *CM* (contact mechanics) che attraverso l'uso delle teorie proposte per la descrizione delle asperità e della meccanica del contatto ci permette di studiare l'evoluzione dei diversi parametri imponendo una determinata variabile indipendente, la distanza tra due corpi.

A partire dai dati in uscita dal programma relativi ai carichi quindi alle pressioni generate, si procederà a valutare in che modo detti dati possono essere usati per un'eventuale previsione di *scuffing* (cap. 5).

3.4.1 Struttura del programma CM.

Come accennato, obiettivo del programma è simulare in che modo evolvono i parametri (carico, area di contatto, carico per unità di spessore) in funzione dell'interferenza, ovvero in condizioni di mutuo avvicinamento dei corpi, allorché siamo in condizioni di rottura del film di lubrificante.

Un'importante considerazione da fare è che le condizioni prese a riferimento sono quelle per cui si ipotizza assenza di spostamento tra le parti, secondo la teoria *Hertziana* del contatto.

Il programma è diviso in due parti di seguito descritte nel dettaglio: nella prima parte vengono introdotti dei file *Matlab* di descrizione della rugosità, attraverso l'uso di funzioni quadratiche; nella seconda parte, sulla base di quelli che sono i precedenti modelli di approssimazione, introducendo gli algoritmi descrittivi nei diversi modelli di contatto otteniamo, in uscita una serie di grafici in cui è descritta l'evoluzione dei vari parametri secondo diverse condizioni di riferimento.

3.4.1.1 Descrizione della topografia superficiale.

Il primo passo è importare nella cartella di lavoro un file formato *.txt* che contiene due vettori: il primo, che in seguito sarà indicato come "*data_x*", è identificativo dei passi di misurazione utilizzati a riferimento lungo tutta la lunghezza, il secondo, denominato "*data_z*", è il vettore contenente i valori misurati in direzione verticale in funzione di *x*; in genere troveremo i precedenti vettori contenuti in una matrice con due colonne ed un numero di righe pari al numero di acquisizioni che il rugosimetro riesce ad operare durante la sua corsa di misurazione: in pratica la risoluzione dell'acquisizione; il file sarà esportato da uno dei software di elaborazione dati abbinati al rugosimetro utilizzato.

Nel momento in cui viene introdotto in *Matlab* il file con estensione *txt* di cui sopra si dovranno inserire, attraverso una semplice digitazione sulla finestra di dialogo del programma, le caratteristiche fondamentali del materiale utilizzato quali il modulo di rigidezza o di Young, *E*, il modulo di Poisson ν e la durezza Brinnell *H*; può, nell'eventualità essere creato un semplice database dove saranno inseriti i valori di rugosità misurati a partire da determinati provini.

Una volta inseriti tutti i dati di cui sopra, attraverso le funzionalità di *Matlab*, si riescono a determinare quelle che sono le caratteristiche topografiche superficiali: *Ra*, *Rq*, *Skewness* ecc. che differiscono o meno dai valori estrapolabili con altri software a causa della discretizzazione delle asperità superficiali che si è operata. Nella *figura 3.9* e nella relativa *tabella 3.1* riportiamo, come esempio, il grafico dell'andamento del profilo, misurato a partire da un provino in alluminio, ottenuto dall'elaborazione di un generico *file.txt* (chiamato *data of specimen 1*), ed i valori che siamo in grado di estrarre attraverso l'uso di semplici comandi *Matlab*.

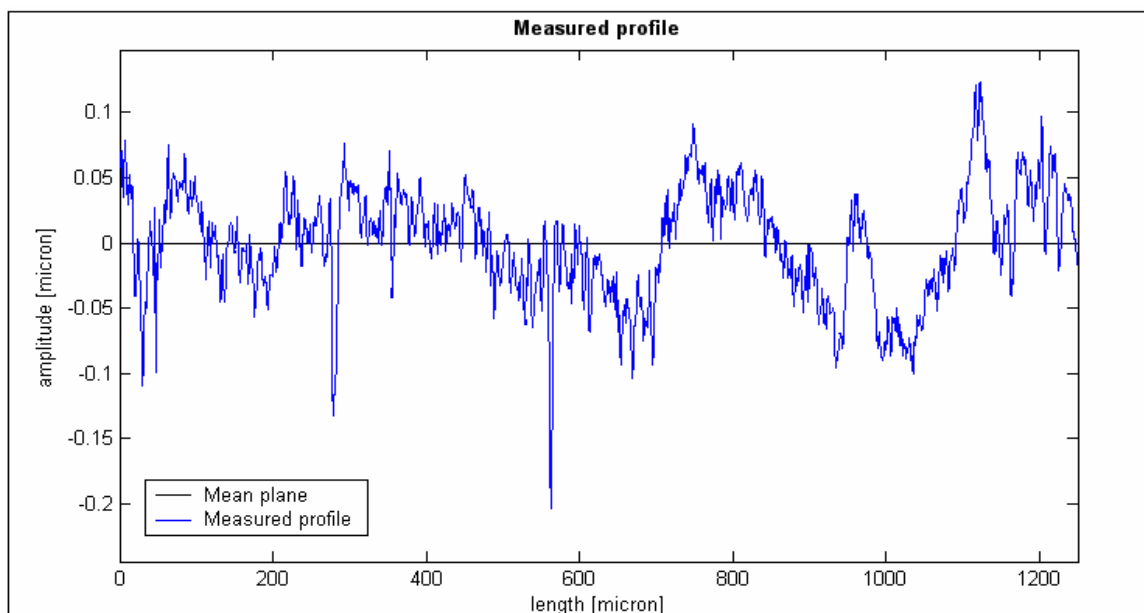


fig 3.9 grafico del profilo misurato mediante il rugosimetro in ambiente Matlab.

Tabella 3.1: caratteristiche geometriche del profilo ricavato da rugosimetro ed elaborate mediante software Matlab 6.5

| *** Data of the specimen 1 *** | |
|-----------------------------------|-----------------|
| >>> profile: | |
| total length: | 1251 [micron] |
| total number of points: | 1260 |
| spacing (between two points): | 0.993 [micron] |
| arithmetic average roughness, Ra | 0.034 [micron] |
| root mean squared roughness, Rq: | 0.042 [micron] |
| maximum profile peak height, Rp: | 0.123 [micron] |
| maximum profile valley depth, Rv: | -0.203 [micron] |
| >>> material: | |
| Young's modulus [MPa]: | 70000 |
| Poisson's ratio: | 0.33 |
| Hardness (SI units) [MPa]: | 686.5 |

A questo punto, conoscendo la geometria del profilo, si procede con la sua elaborazione ovvero con l'approssimazione delle asperità e delle valli con parabole in modo da schematizzare il profilo con una serie di figure geometriche note tali da semplificare notevolmente la trattazione numerica allorché si rende necessario applicare i modelli di contatto.

I metodi utilizzati per la schematizzazione, sono i medesimi che abbiamo già incontrato nei precedenti paragrafi; in *figura 3.2* e *3.3* riportiamo dei risultati relativi all'approssimazione dello stesso profilo secondo i diversi metodi di approssimazione, al fine di trarre delle conclusioni sul metodo da utilizzare per la migliore approssimazione.

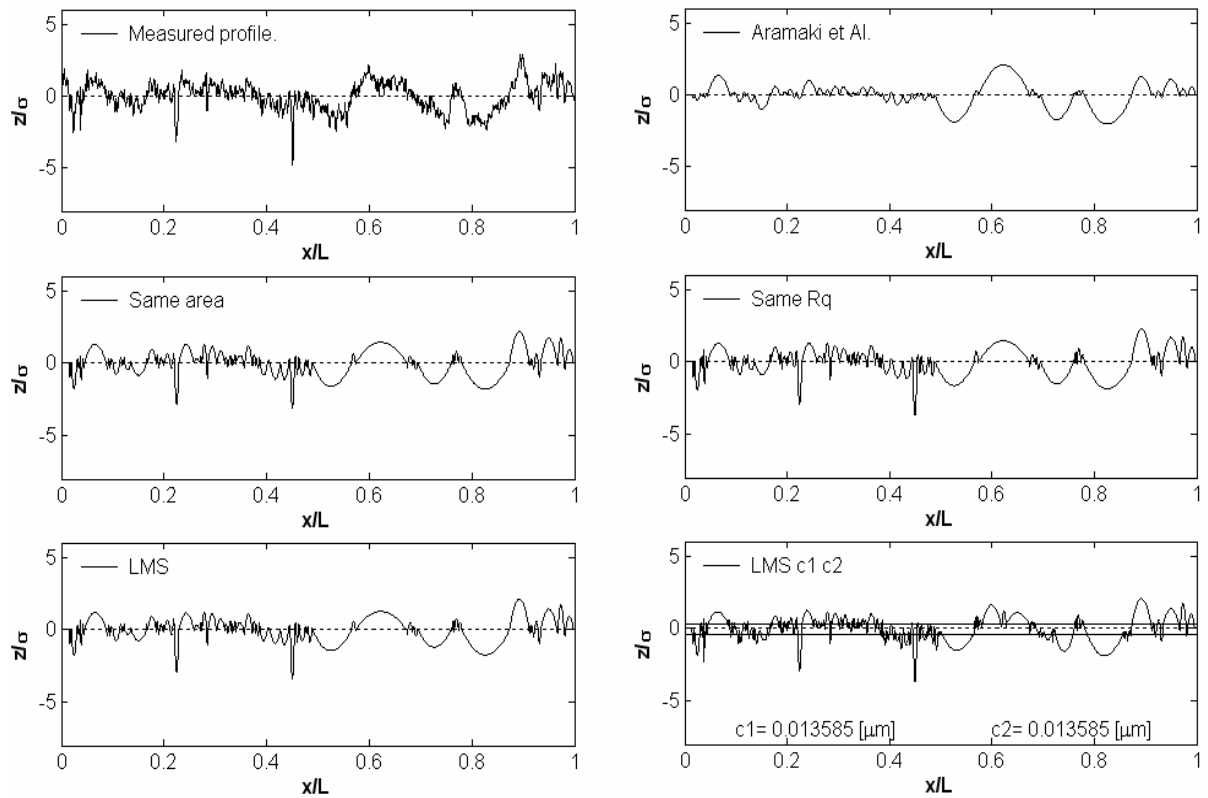


fig. 3.2 rappresentazione del profilo secondo le diverse metodologie di approssimazione.

3.4.2 Evoluzione dei parametri durante il contatto.

Ottenuta la descrizione della rugosità con le diverse tecniche di approssimazione incontrate nel paragrafo precedente, risulta importante, adesso, valutare in che modo, attraverso l'uso dei modelli di contatto, si possa studiare l'evoluzione dei parametri caratterizzanti il contatto stesso.

Il procedimento da seguire è quello di simulare un avvicinamento tra due superfici, di cui la prima è quella misurata sperimentalmente, successivamente approssimata mediante parabole, e la seconda è piana e infinitamente rigida; le due superfici possono essere di materiale simile o differente, ad ogni modo è possibile introdurre qualsiasi tipo di materiale di cui siano note le caratteristiche fisico-chimiche equivalenti.

A questo punto, noti i dati, relativi a materiale e topografia superficiale, questi sono introdotti nelle equazioni descrittive dei modelli di contatto; considerando come variabile indipendente del nostro problema il valore relativo di interferenza, δ , possiamo ottenere in uscita i valori dell'area di contatto e della pressione da cui dedurre il carico supportato, o il carico per unità di superficie; sarà inoltre analizzata l'asperità più alta che per prima subirà deformazione plastica e per la quale sarà valutato il valore del diametro dell'area di contatto.

Analiticamente il procedimento consiste nel far variare il parametro di interferenza, δ , in maniera lineare e introdurre nelle equazioni di base del modello (equazioni che esprimono le relazioni tra i principali parametri) le caratteristiche del profilo analizzato.

Le equazioni di cui sopra sono esattamente quelle riportate nei paragrafi 3.1 e 3.2, gli algoritmi di riferimento sviluppati in ambiente *Matlab* sono riportati in *Appendice 1*; nelle figure 3.4, 3.5, 3.6 riportiamo alcuni risultati relativi alle simulazioni eseguite successivamente in fase sperimentale le cui grandezze caratteristiche sono correlate tra loro dalle equazioni 3.29-3.39.

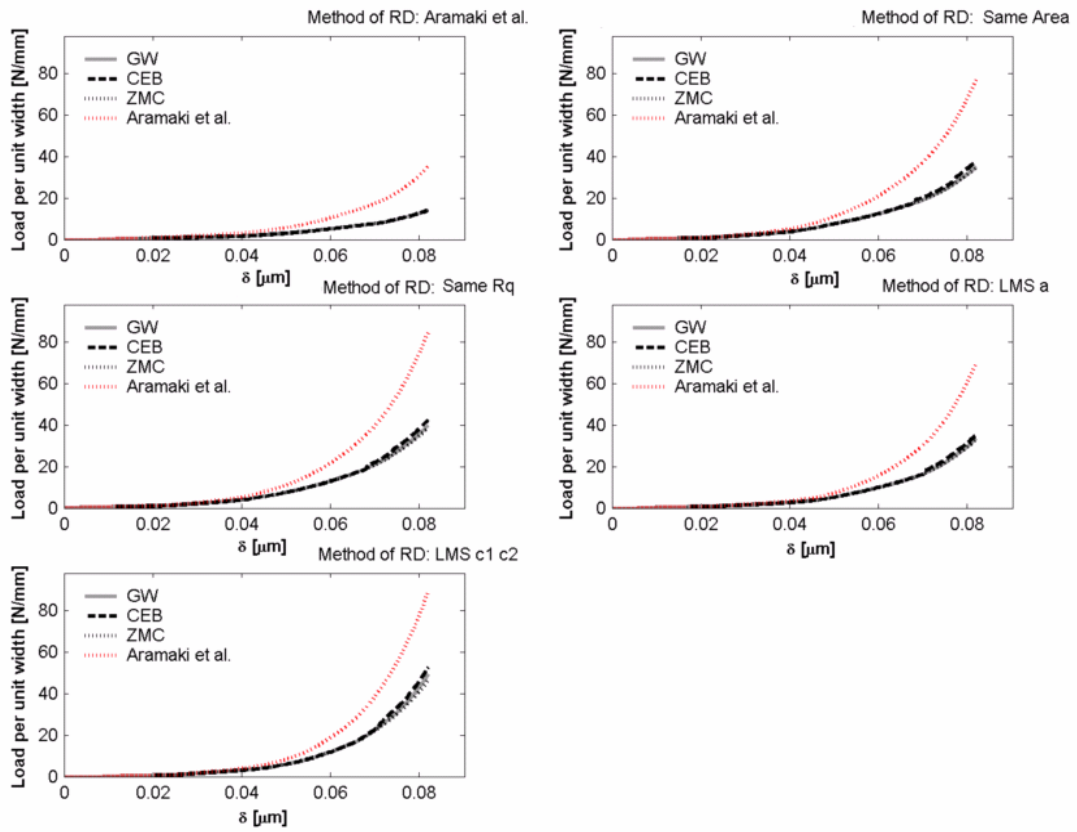


fig. 3.4 andamento del carico per unità di larghezza in funzione dell'interferenza

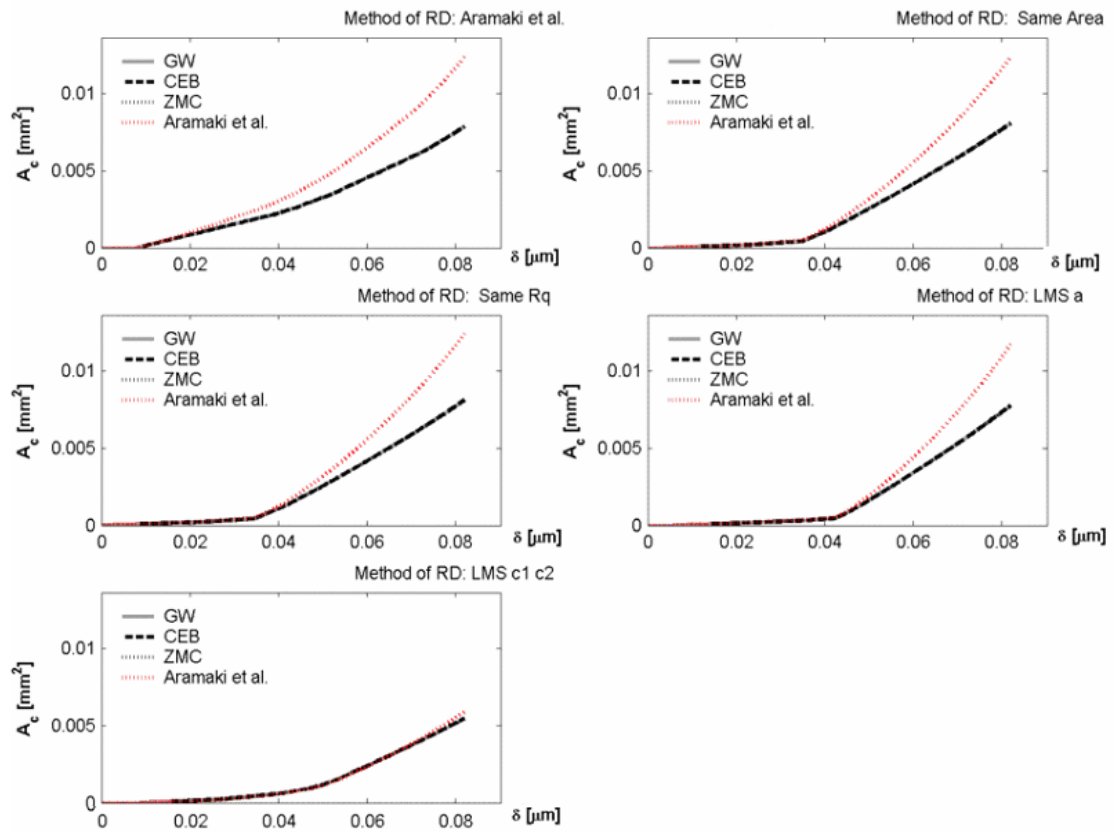


fig. 3.5 andamento dell'area totale di contatto in funzione dell'interferenza.

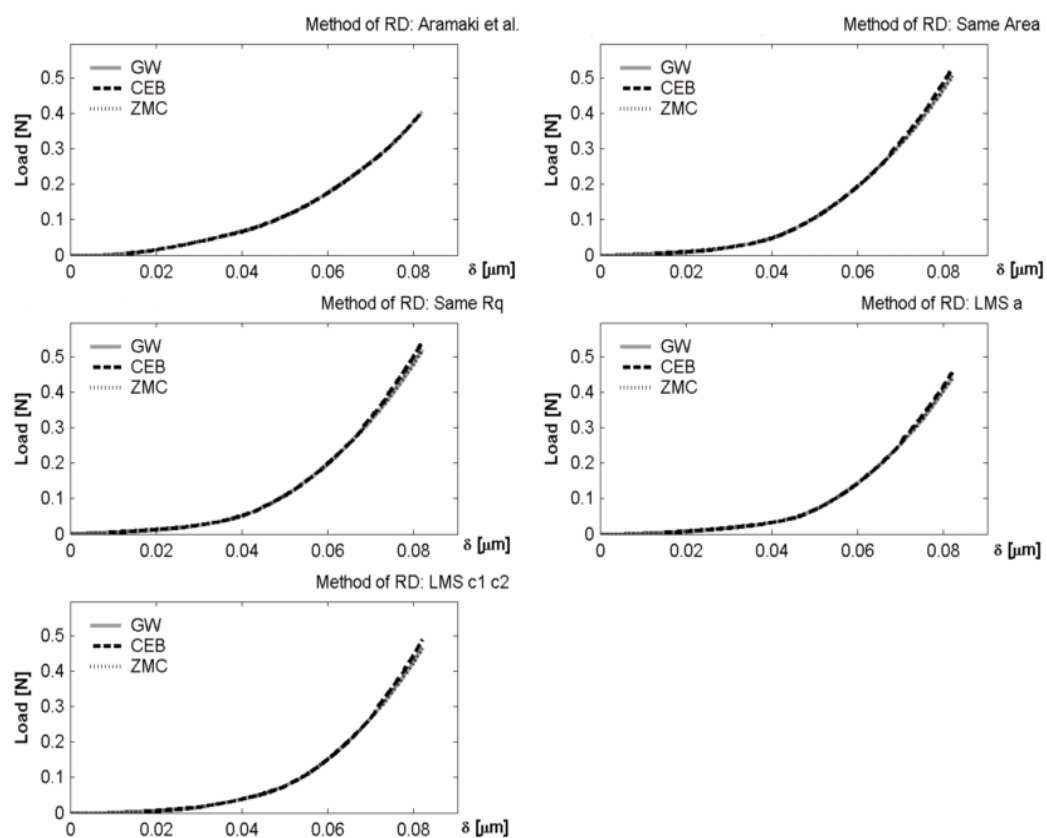


fig. 3.6 andamento del carico totale sopportato in funzione dell'interferenza.

CAPITOLO 4: Il programma CM2.

L'evoluzione del programma *CM*, nella sua versione *CM2*, nasce dall'esigenza di avere un programma dal minimo costo computazionale possibile e dalla necessità di eliminare alcuni difetti di approssimazione geometrica che potrebbero influire sui risultati delle simulazioni, pertanto, si procede ad una descrizione di tutti gli interventi che si sono operati per soddisfare tutte le specifiche richieste.

4.1. Scelta dei modelli utilizzati.

La scelta dei modelli utilizzati parte dall'esigenza della riduzione del computazionale, che è consistita essenzialmente in un alleggerimento del programma attraverso l'uso essenziale, nelle simulazioni, dei modelli che meglio rappresentano sia l'approssimazione delle asperità sia il contatto tra i corpi. In particolar modo dalla semplice analisi grafica di alcune simulazioni come quelle riportate nelle *figure 3.2* si nota come il metodo *LMS C1-C2* sia quello che approssimi meglio le asperità e le valli del profilo analizzato e pertanto sia l'unico modello di schematizzazione ad essere utilizzato.

Per quanto riguarda i modelli di contatto è evidente che il metodo che meglio rappresenta il comportamento reale delle asperità è il metodo *ZMC*. Questo modello, infatti, è l'unico che ammette l'esistenza di una vera e propria zona di transizione tra il comportamento completamente elastico e quello completamente plastico, la cosiddetta zona elasto-plastica, e consente di ottenere un andamento delle deformazioni in funzione dell'interferenza che segue diverse leggi a seconda del campo deformativo in cui ci si trova.

Ulteriore riprova della validità di questo metodo sta nel fatto che la previsione di deformazione plastica delle asperità ottenuta è risultata notevolmente migliore, rispetto agli altri metodi, nel simulare le condizioni di deformazione plastica reale.

4.2. Risoluzione problemi di approssimazione parabolica.

Come è noto, il metodo di approssimazione parabolica *LMS C1-C2* è un metodo che si basa sulla conoscenza dei punti di intersezione tra il profilo misurato e le tre rette di riferimento: *linea dello zero*, C_1 , C_2 .

Questo, tuttavia costituisce un problema perché, nel momento in cui non si ha un'intersezione vicino agli estremi del profilo si presenta piatto, cioè coincidente con la linea dello zero: sebbene ci sono casi in cui questo non costituisce un problema, perché percentualmente si hanno piccoli errori *figura 4.1*, in altri casi l'intero profilo risulta completamente deformato *figura 4.2*.

Bisogna, ad ogni modo, fare in modo che questo problema non si verifichi: il lavoro è consistito nel modificare leggermente il profilo approssimato in maniera da far seguire, per quanto possibile, l'andamento reale delle asperità.

Per garantire questa corrispondenza tra i profili si può ipotizzare di far partire il profilo approssimato dal valore C_1 se il profilo reale, in corrispondenza del valore di ascissa pari a zero, $data_x(1)$, parte da un generico punto, $data_z(1)$, al di sopra del valore $C_1/2$; far partire dalla linea dello zero il profilo approssimato se il profilo reale parte con un valore di ordinata che è compreso nell'intervallo $C_1/2 - C_2/2$; far partire il profilo approssimato, dal valore C_2 , se il profilo reale parte da un valore più piccolo di C_2 (il medesimo discorso vale simmetricamente anche per il l'estremo finale); l'algoritmo di riferimento in ambiente *Matlab* che ritroviamo in *Appendice 1* è schematizzato nella *tabella 4.1*:

Tabella 4.1: corrispondenza tra i valori, di partenza, misurati sperimentalmente e quelli di corrispondenza per il profilo approssimato.

| parametro | Valore reale | Valore imposto |
|-----------|---------------------------|----------------|
| data_z(1) | $> C_1/2$ | C_1 |
| data_z(1) | $C_2/2 \leq z \leq C_1/2$ | 0 |
| data_z(1) | $< C_2/2$ | C_2 |

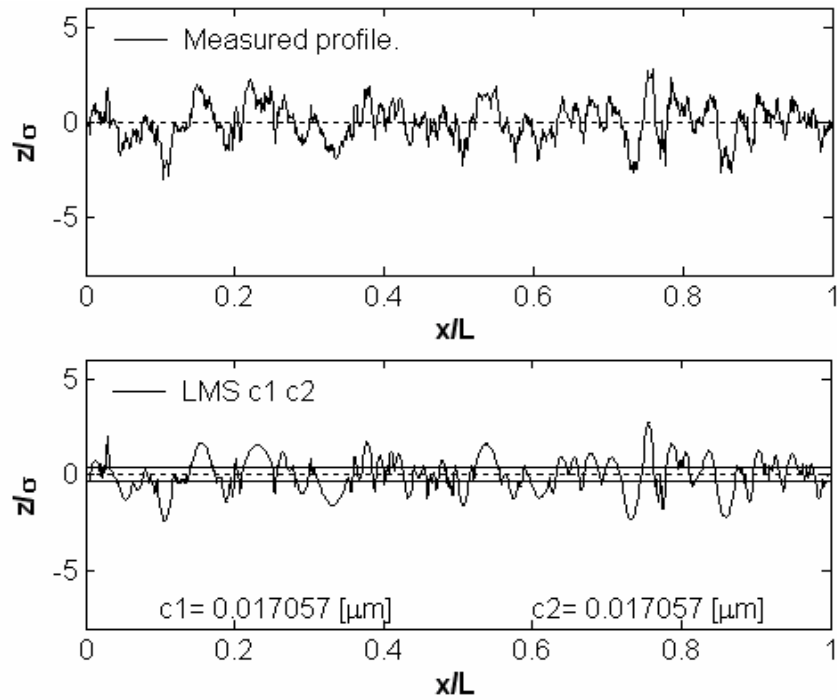


fig. 4.1 confronto tra profilo misurato ed approssimato

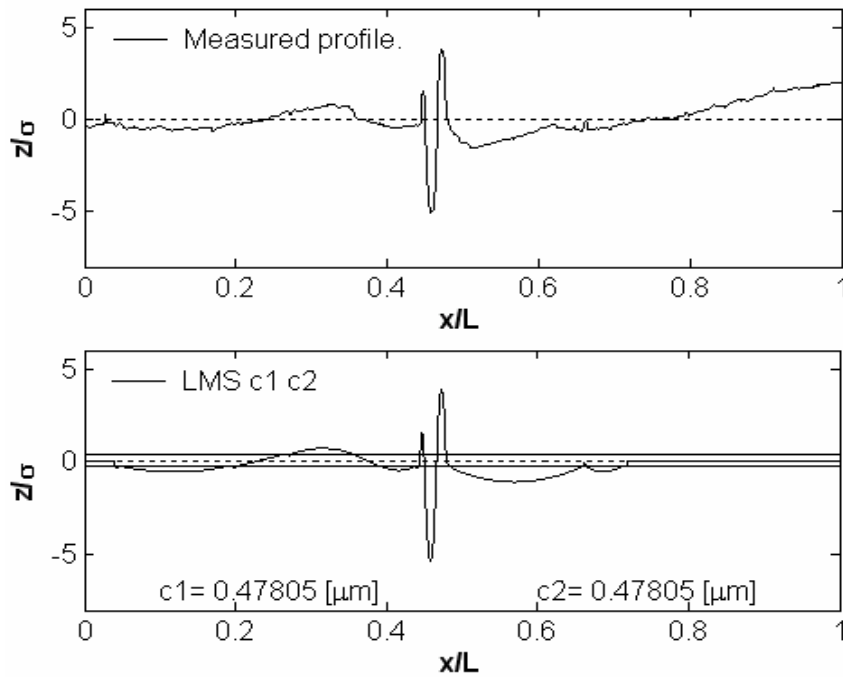


fig. 4.2 confronto tra profilo misurato ed approssimato

Per assicurare l'eliminazione di questo difetto, che può comportare, in taluni casi, deviazioni percentuali piuttosto rilevanti dei parametri del profilo, si è proceduto nell'inserire le precedenti condizioni riassunte in *tabella 4.1* nella sequenza di programmazione del file Matlab subito dopo aver importato i vettori che definiscono il profilo.

Il corretto funzionamento di questo metodo è stato verificato con l'esecuzione di alcune simulazioni sullo stesso provino con e senza l'introduzione di queste condizioni relative all'approssimazione, come riportato in *figura 4.4*, *4.5*, dove sono confrontate con due profili rilevati (*figura 4.3*).

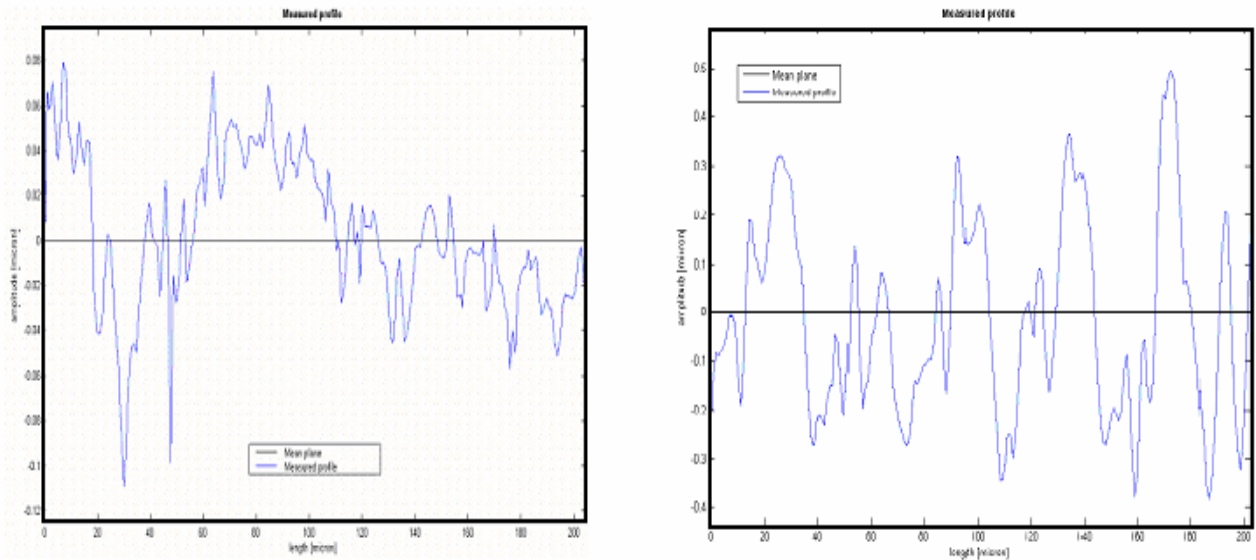


fig. 4.3 rappresentazione in ambiente Matlab di due profili rilevati al rugosimetro.

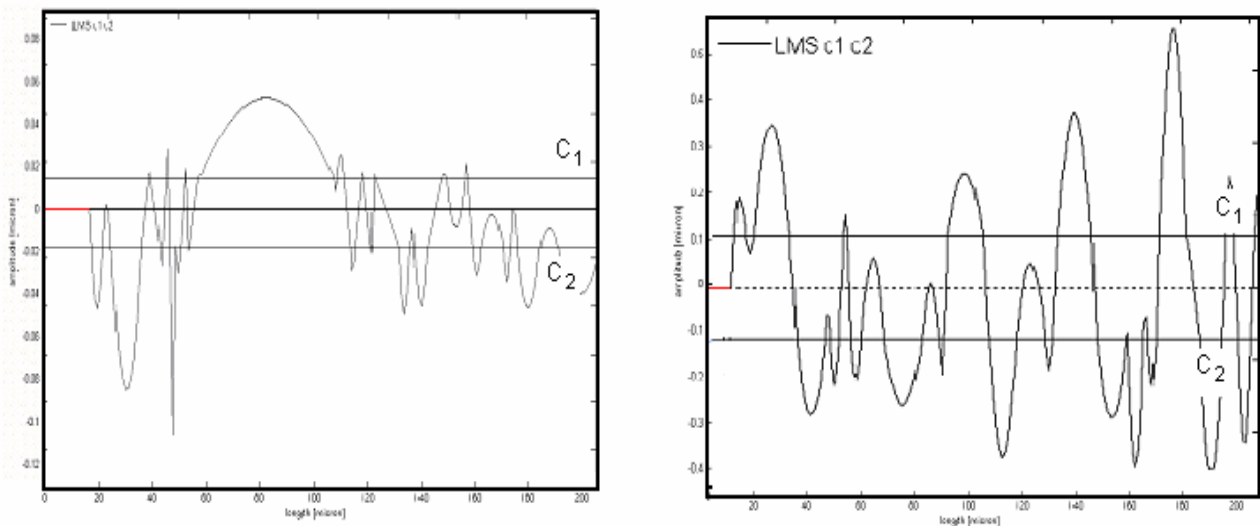


fig. 4.4 approssimazione dei profili di figura 4.3 in assenza di modifiche dell'algoritmo del programma (in rosso sono riportati i tratti approssimati a linea retta).

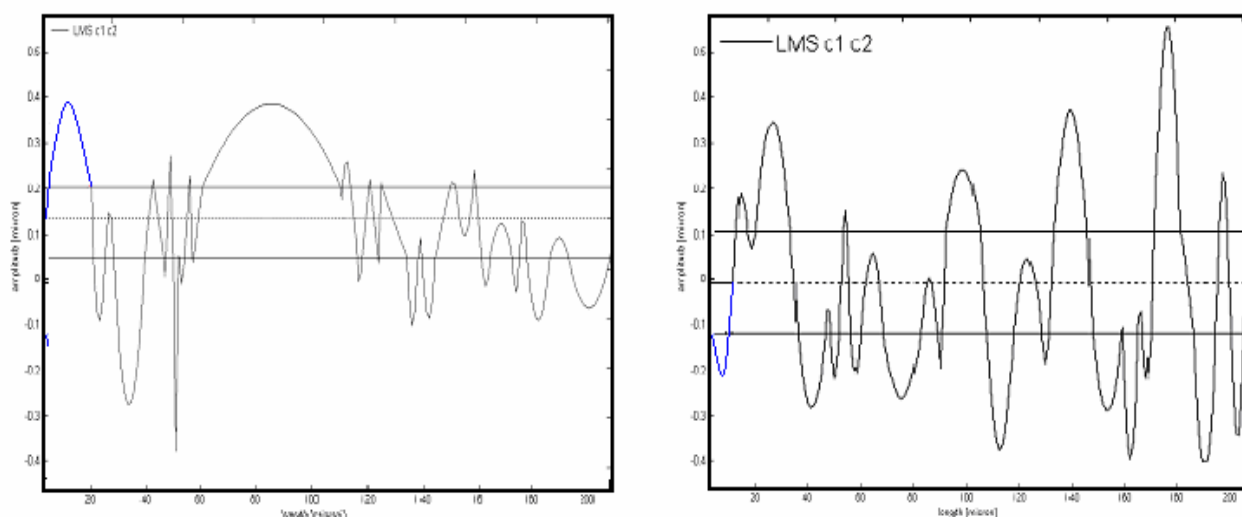


fig. 4.5 approssimazione del profilo con le modifiche dell'algoritmo del programma, in azzurro sono riportati i tratti approssimati a parabola.

Sulla base di quelli che sono i risultati ottenuti da alcune simulazioni, i cui risultati sono riportati in *Appendice 3*, possiamo dedurre che la semplice imposizione delle condizioni imposte possa risolvere i precedenti problemi relativi all'incapacità del programma di rappresentare, in prossimità delle zone di estremità, le asperità in quanto si ha la necessità che il punto di inizio della parabola coincida con uno dei tre punti notevoli considerati in corrispondenza del valore di ascissa nullo: C_1 , C_2 , $z=0$. Il risultato consisterà, pertanto, in una migliore approssimazione delle asperità quindi migliori risultati in termini di simulazioni effettuate; le verifiche effettuate hanno interessato, passo dopo passo, tutte le simulazioni effettuate.

4.3 Modifica dell'algoritmo di determinazione di C_1 e C_2 .

La modifica dell'algoritmo di determinazione dei valori di C_1 e C_2 si è resa necessaria a causa di un problema di impostazione numerica rilevato durante le simulazioni.

Il problema è dovuto al fatto che la sequenza numerica del programma originale *CM* non è tale da garantire la corretta determinazione del valore C_1 e C_2 , come valore del 30% della cumulata relativa rispettivamente ad asperità e valli, secondo quanto esposto nel *paragrafo 3.2.5*, sebbene i valori ottenuti non differiscono molto da quelli successivamente calcolati con un adeguamento dell'algoritmo di riferimento.

Nella sequenza originale del programma *CM*, nella descrizione del metodo *LMS C1-C2* si nota che il valore di C_1 è calcolato come distanza, a partire dall'estremità superiore del profilo, in cui si raggiunge il 30% della cumulata di tutto il profilo e non come il 30% dell'area totale positiva rispetto alla stessa linea; per quanto riguarda il valore di C_2 vale il discorso precedente riferendosi, però alle valli e non ai picchi.

La modifica è stata operata scegliendo come riferimento la linea dello zero e, escludendo l'intero settore al di sotto della linea dello zero, si è scelto come valore di C_1 quello in cui l'integrale dell'area delimitata dalla retta passante per C_1 sia il 30% della parte ad ordinata positiva (parte sinistra di *figura 4.6*), mentre per C_2 si tratterebbe dell'area limitata ad ordinata negativa (parte destra di *figura 4.6*).

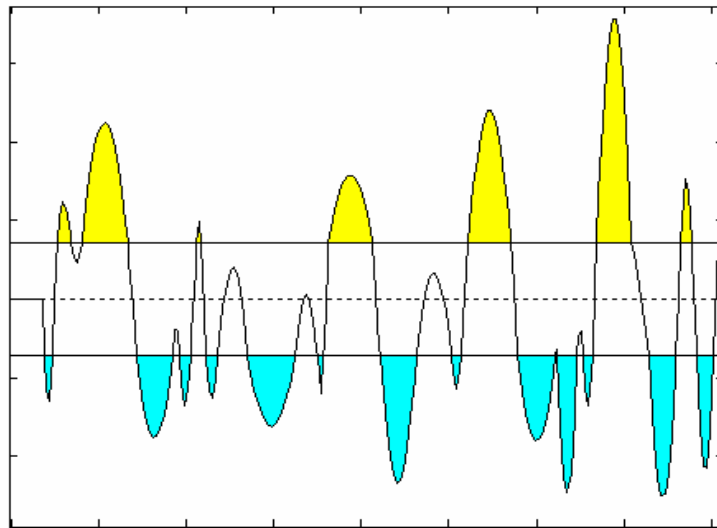


fig. 4.6 area di riferimento per la determinazione di C_1 (area limitata in giallo) e di C_2 (area limitata in celeste)

4.4 Procedura standard e risultati ottenuti.

Si riporta qui di seguito la semplice procedura che l'utente deve seguire per utilizzare il programma; come già accennato, il punto di partenza è l'importazione in ambiente *Matlab* delle caratteristiche meccaniche del materiale e del *file.txt* rappresentante l'andamento, discretizzato, delle asperità in funzione dell'ascissa; detto file è importato direttamente dal software di elaborazione dati del rugosimetro.

Il *file.txt* è introdotto in ambiente *Matlab* attraverso un'operazione di sovrascrittura su due vettori nulli che nel frattempo ci siamo creati, chiamati *data_x* (vettore rappresentante, in forma incrementale, i passi di misurazione) e *data_z* (funzione discretizzata dell'altezza delle asperità); si arriva ad ottenere due "array" come riportato in figura 4.7. si noti che i due vettori sono caratterizzati da un numero di righe noto variabile a secondo del tipo di scansioni eseguite: esso rappresenta il numero di acquisizioni del tastatore durante la corsa di scansione.

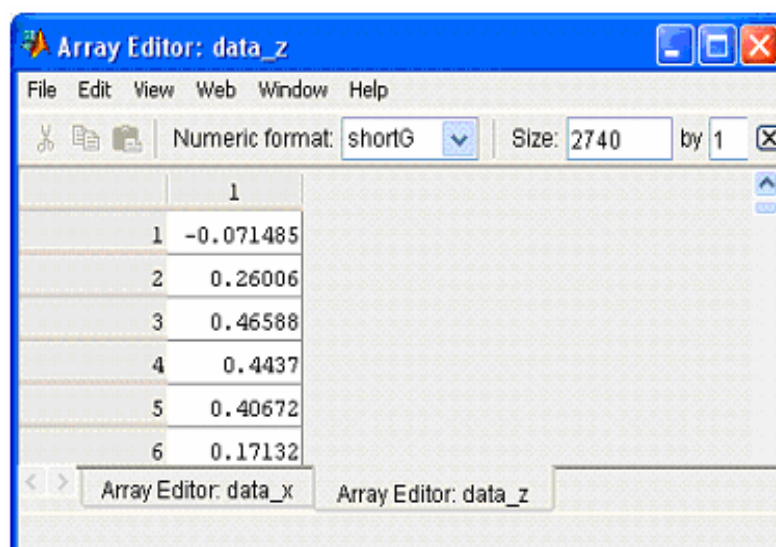


fig. 4.7 discretizzazione numerica del profilo in ambiente Matlab.

Successivamente sono introdotte le caratteristiche correlate al materiale con semplice digitazione sulla finestra di dialogo come riportato in *figura 4.8* in cui è analizzato, a titolo di esempio, un provino in alluminio.

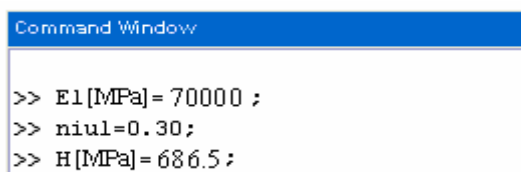


fig. 4.8 parametri di inizializzazione relativi alle caratteristiche del materiale.

A questo punto ci si sposta nella finestra *workspace* e si salva il file rinominandolo; nel momento in cui, successivamente, ci si reindirizza nella *current directory* e si apre il file relativo al profilo considerato nella *workspace* è visibile una finestra come mostrato in *figura 4.9* in cui sono riportate tutte le caratteristiche del profilo; si noti che tutte le caratteristiche possono essere modificate scegliendo semplicemente il parametro da modificare.

| Name | Value | Class |
|--------|-----------------|--------|
| E1 | 70000 | double |
| H | 686.5 | double |
| data_x | <1260x1 double> | double |
| data_z | <1260x1 double> | double |
| niu1 | 0.33 | double |

fig. 4.9 finestra riassuntiva delle caratteristiche fondamentali per il generico profilo analizzato.

Come si vede in *figura 4.8* la caratteristiche del materiale sono relative a tre parametri: modulo di Young, modulo di Poisson, e durezza del materiale.

A questo punto si può far partire il programma di simulazione: ci si sposta nella *current directory*, si clicca col tasto destro e, dopo l'apertura della finestra a tendina, si clicca sul comando *Run* come in *figura 4.10*:

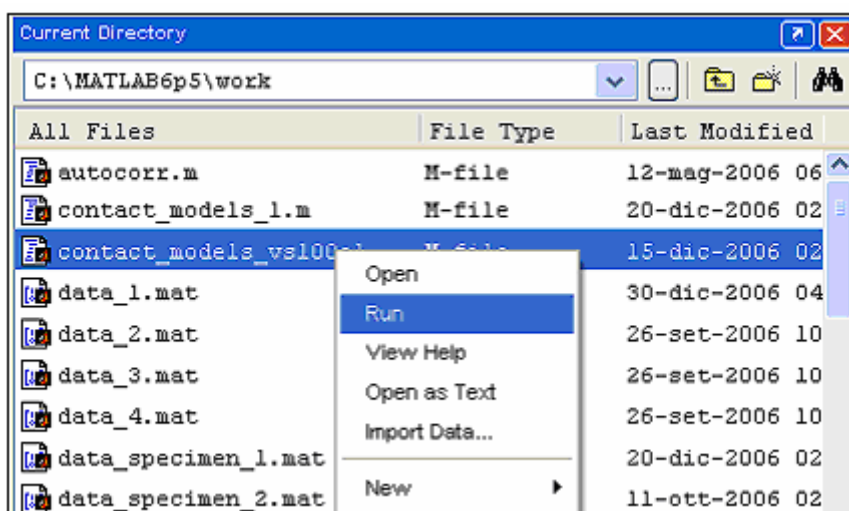


fig. 4.10 schermata introduttiva di inizializzazione.

Non appena il programma viene avviato, c'è una richiesta relativa agli input da inserire; si può scegliere tra più opzioni secondo quanto riportato in *figura 4.11*:

- Inserire dati relativi ad un nuovo profilo;
- Generare un profilo sinusoidale;
- Generare un profilo sinusoidale a modulazione di ampiezza;

```
Command Window

*** Contact Models vs. 1.0.0 ***

MEASURED PROFILE AND DATA MATERIAL OF THE SPECIMEN

>>> Please specify what kind of input you want to use:
  2 - to enter a new specimen data
  3 - to use sine wave data
  4 - to use a amplitude modulation sine wave data
>>> [2]: |
```

fig. 4.11 interfaccia utente relativa alla richiesta del profilo da analizzare.

Una volta operata la scelta precedente il programma fornisce una schermata in cui riporta un quadro riassuntivo relativo a tutte le caratteristiche geometriche, con relativi valori di rugosità, e le caratteristiche meccaniche precedentemente introdotte (*figura 4.12*)

```
*** Data of the specimen 1 ***
>>> profile:
total length:                1251 [micron]
total number of points:      1260
spacing (between two points): 0.993 [micron]
arithmetic average roughness, Ra: 0.034 [micron]
root mean squared roughness, Rq: 0.042 [micron]
maximum profile peak height, Rp: 0.123 [micron]
maximum profile valley depth, Rv: -0.203 [micron]
skewness, Rsk:               -0.374
kurtosis, Rku:               3.457
>>> material:
Young's modulus [MPa]:       70000
Poisson's ratio:             0.33
Hardness (SI units) [MPa]:   686.5
```

fig. 4.12 quadro riassuntivo che viene fornito dal programma a seguito della scelta del provino da utilizzare.

A partire da quelle che sono le caratteristiche geometriche del provino si può procedere alla elaborazione dei dati in ingresso, secondo quanto già visto col *programma CM*, al fine di ottenere l'approssimazione mediante parabole, attraverso l'uso del metodo *LMS C1-C2*, ed ottenere un

grafico come quello riportato in *figura 4.13* a cui sono associati anche i valori di C_1 e C_2 del profilo in questione; si noti che prima, attraverso il comando *plot the profile*, si può plottare il grafico relativo alla discretizzazione del profilo così come risulta in ingresso.

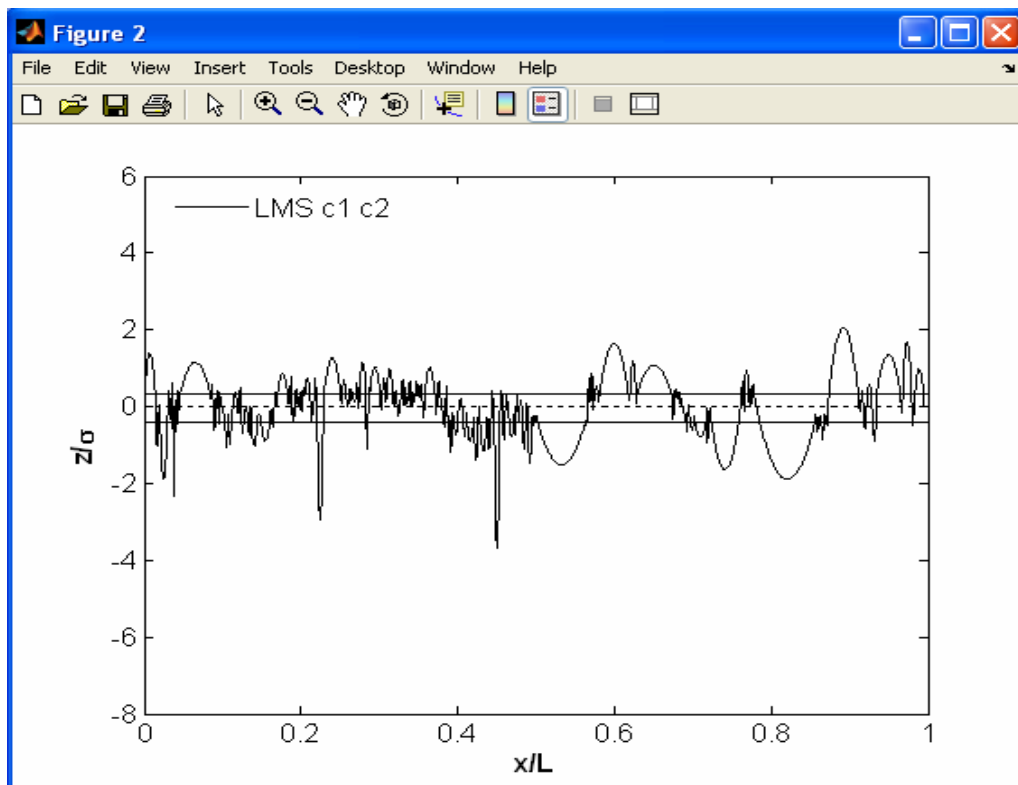


fig. 4.13 risultato della approssimazione parabolica.

Nota quella che è la geometria rappresentativa delle asperità superficiali del provino analizzato si può procedere ad analizzare l'evoluzione del contatto; risulta fondamentale considerare il tipo di materiale del secondo elemento di contratto: le istruzioni da inserire sono relative a modulo di *Young*, modulo di *Poisson* e durezza *Brinnell* (*figura 4.15*).

Inserite queste informazioni, il programma, eseguendo gli algoritmi di riferimento, fornisce in uscita una serie di grafici che riassumono l'evoluzione del contatto ovvero la variazione dei parametri che caratterizzano il contatto (*figure 4.16*).

```

Command Window

??? Please specify the second material:
0 - glass
1 - steel
2 - other (*)
(*) you have to enter the material data: E, ni and H [MPa]
>>> [0]: |

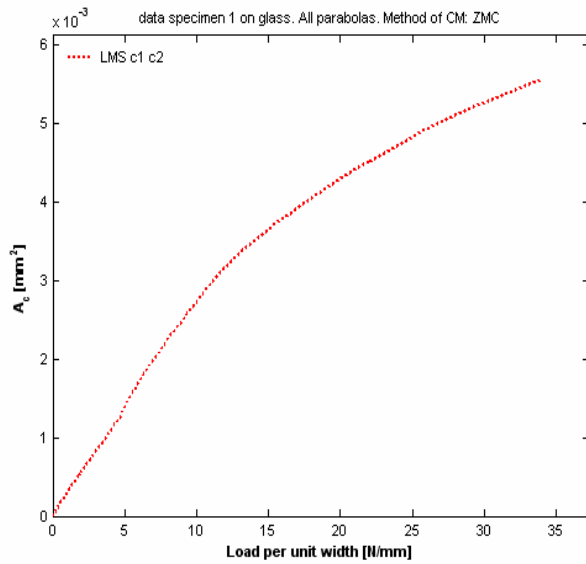
```

fig 4.15 richiesta del materiale del secondo elemento di contatto.

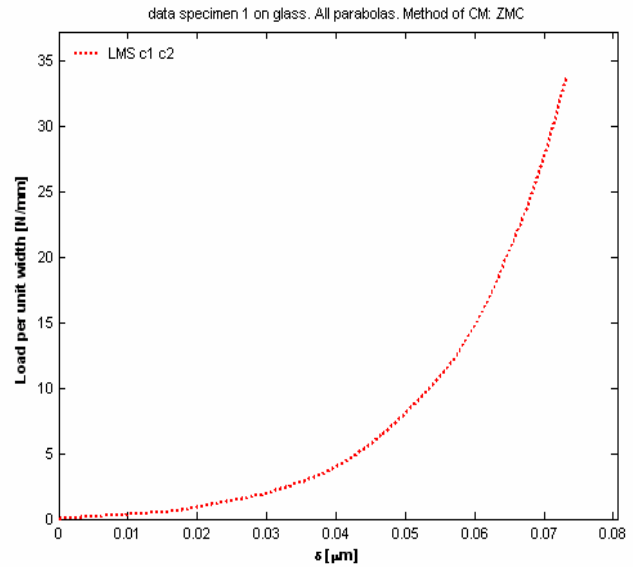
A questo punto risulta fondamentale estrarre, attraverso l'utilizzo di una semplice procedura in ambiente *Matlab*, dai grafici che si ottengono dalle simulazioni i dati che saranno utilizzati

successivamente per essere implementati nella procedura di determinazione della temperatura *flash*; i dati estratti saranno raccolti in tabelle opportune ed utilizzati secondo le esigenze.

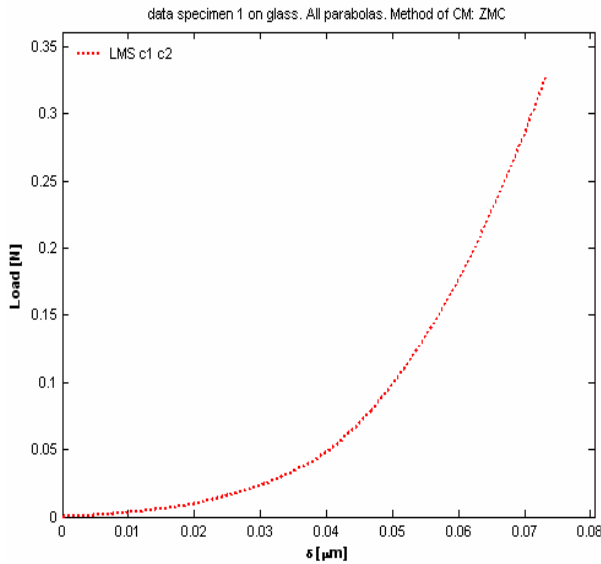
E' da rammentare il fatto che il tipo di informazioni che siamo in grado di ottenere sono relativi a due differenti condizioni di riferimento: la prima è relativa alla parabola che per prima entra a contatto, i risultati saranno, quindi, relativi all'evoluzione del contatto della sola parabola considerata; la seconda si riferisce alla totalità delle asperità del profilo, esprime l'evoluzione del contatto in tutta la zona di contatto. Nelle figure 4.15 e 4.16 sono riportati gli andamenti di alcuni parametri caratteristici in funzione di altri durante l'evoluzione del contatto, le equazioni che regolano l'andamento di questi parametri sono le *equazioni 3.29-3.39*



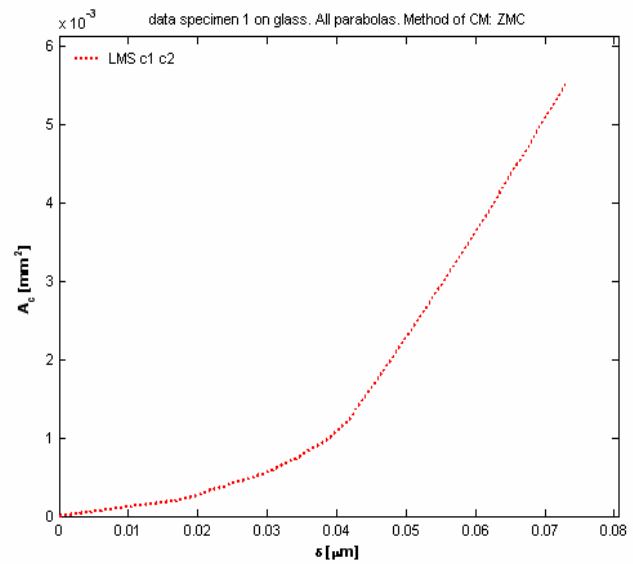
(a)



(b)



(b)



(d)

fig. 4.16 andamento dell'area di contatto con il carico per unità di lunghezza (a), del carico per unità di lunghezza con l'interferenza (b), del carico con l'interferenza (c), dell'area di contatto con l'interferenza (d)

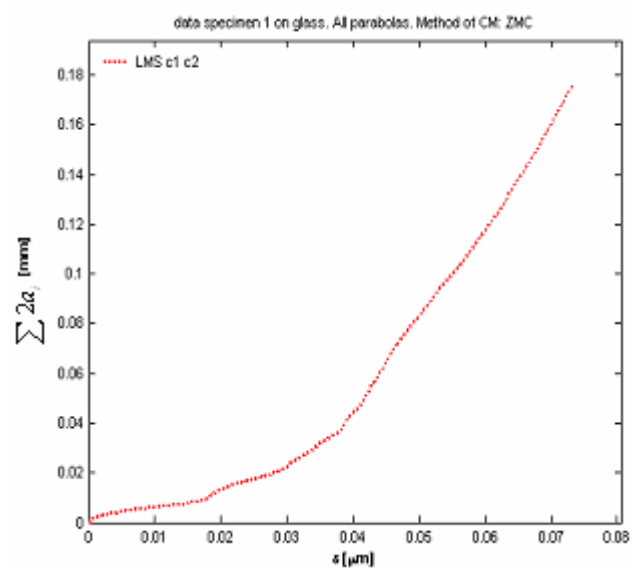


fig. 4.17 andamento del diametro, relativo all'area totale di contatto, con l'interferenza.

CAPITOLO 5: Rilevazione dei dati sperimentali.

In questo capitolo saranno descritte ed analizzate tutte gli stadi che hanno caratterizzato la fase sperimentale del lavoro. Si parte dalla descrizione delle rilevazioni effettuate per poi passare ad una analisi dettagliata dei dati che possiamo estrarre dai grafici, a seguito delle simulazioni, che saranno utilizzati.

5.1 Fase sperimentale.

La fase sperimentale è consistita nell'analisi topografica di tre provini caratterizzati da diverse lavorazioni superficiali; le prove si sono svolte non solo con l'intento di ricavare dei dati di rugosità caratteristici ma anche di capire quale sia la migliore condizione di misurazione da utilizzare.

I provini utilizzati sono stati chiamati *C2*, *C4* e *C6* (figura 5.1); il provino *C2* è un provino in alluminio, *C4* e *C6* sono in acciaio; il provino *C2* è tornito e lucidato, *C4* è un provino superfinito (*C4* mostra una superfinitura migliore), il provino *C6* è tornito e mostra una rugosità, osservabile a vista, notevolmente superiore.



fig 5.1 i tre provini analizzati: partendo da sinistra si ha C6, C4 e C2.

Si tiene a precisare che le condizioni in cui si opera sono simili per tutti e tre i provini per cui, ammesso il caso di influenze dell'ambiente esterno non rilevabili, non si tiene conto di eventuale rumore bianco.

5.1.1 Misurazioni effettuate.

Come già accennato, in questa fase non si eseguono semplicemente delle misurazioni ma si stabiliscono anche quali siano le condizioni ottimali in cui operare, a causa di problemi inerenti a:

1. Macrogeometria del provino.
2. Influenze dell'ambiente esterno sulla misurazione.

La macrogeometria del provino può costituire un problema perché a causa di raggi di curvatura diversi (nel caso di provini sferici o cilindrici soprattutto se molto piccoli), l'andamento

macrogeometrico del profilo influenza la misurazione; inoltre molti tipi di lavorazioni, a meno che non si tratti di lavorazioni di superfinitura, non consentono di ottenere una distribuzione *Random* delle asperità quindi una distribuzione simile in tutte le direzioni.

Il secondo problema è relativo all'influenza dell'ambiente sulle misurazioni: durante le prove di rugosimetria, infatti, le macchine per le prove a fatica erano in funzione e causavano vibrazioni che, trasmettendosi attraverso il terreno inevitabilmente arrivavano sino al basamento del rugosimetro.

Per valutare l'eventuale influenza di queste vibrazioni sui dati rilevati attraverso l'analisi topografica, sono state eseguite delle prove con e senza il tavolo anti-vibrante (tavolo con smorzamento ad aria compressa); nella *tabella 5.1* sono riportate tutte le prove eseguite per mettere in evidenza in che modo i due problemi di cui sopra possono costituire una deviazione dei dati misurati rispetto a quelli reali.

Tabella 5.1 elenco delle misurazioni nelle diverse condizioni di misurazioni effettuate sui tre provini.

| Provino | Tipo di prova |
|---------------------|---|
| C2-assiale | Prova a fatica sospesa – Tavolo antivibrante in funzione |
| C2-assiale | Prova a fatica sospesa – Tavolo antivibrante non in funzione |
| C2-assiale | Prova a fatica in corso – Tavolo antivibrante in funzione |
| C2-circonferenziale | Prova a fatica in corso – Tavolo antivibrante in funzione |
| C4-assiale | Prova a fatica sospesa – Tavolo antivibrante non in funzione |
| C4-assiale | Prova a fatica in corso – Tavolo antivibrante non in funzione |
| C4-assiale | Prova a fatica in corso – Tavolo antivibrante in funzione |
| C4-circonferenziale | Prova a fatica in corso – Tavolo antivibrante in funzione |
| C6-assiale | Prova a fatica in corso – Tavolo antivibrante non in funzione |
| C6-assiale | Prova a fatica in corso – Tavolo antivibrante in funzione |
| C6-circonferenziale | Prova a fatica sospesa – Tavolo antivibrante in funzione |

NB.: Le prove definite assiali sono tali quando la corsa del tastatore avviene parallelamente all'asse del provino cilindrico; nelle prove circonferenziali la corsa del tastatore avviene in direzione perpendicolare all'asse del provino cilindrico.

5.1.2 Metodo di rilevazione.

La rilevazione dei dati del profilo è avvenuta attraverso l'utilizzo di un rugosimetro; esso è caratterizzato da un sistema hardware costituito dal tastatore, apparato di movimentazione e motore elettrico di regolazione, e da un sistema software di elaborazione dei dati digitali in entrata attraverso l'utilizzo di un PC che fornisce in uscita una serie di parametri caratterizzanti le superfici analizzate.

In questa fase è di particolare importanza riuscire a fissare il pezzo, mediante sistema predisposto ad hoc, in modo che il pezzo rimanga immobile; è altresì importante assicurare che la disposizione del pezzo rispetto al tastatore sia, nel caso di pezzi cilindrici sferici, simmetrica rispetto agli assi.

Operativamente questa condizione è stata garantita mediante l'uso di una morsa parallela come mostrato in *figura 5.2* e *5.3* ; l'utilizzo di questo tipo di morsa, tuttavia, non ha garantito una buona

precisione di posizionamento, pertanto, ci si è dovuti adeguare attraverso l'utilizzo di piccoli distanziatori in rame che, interposti tra provino e morsa, consentono di garantire una discreta precisione di posizionamento; in questa fase è di fondamentale importanza l'aiuto del software *hommel* che consente di operare un livellamento delle superfici.

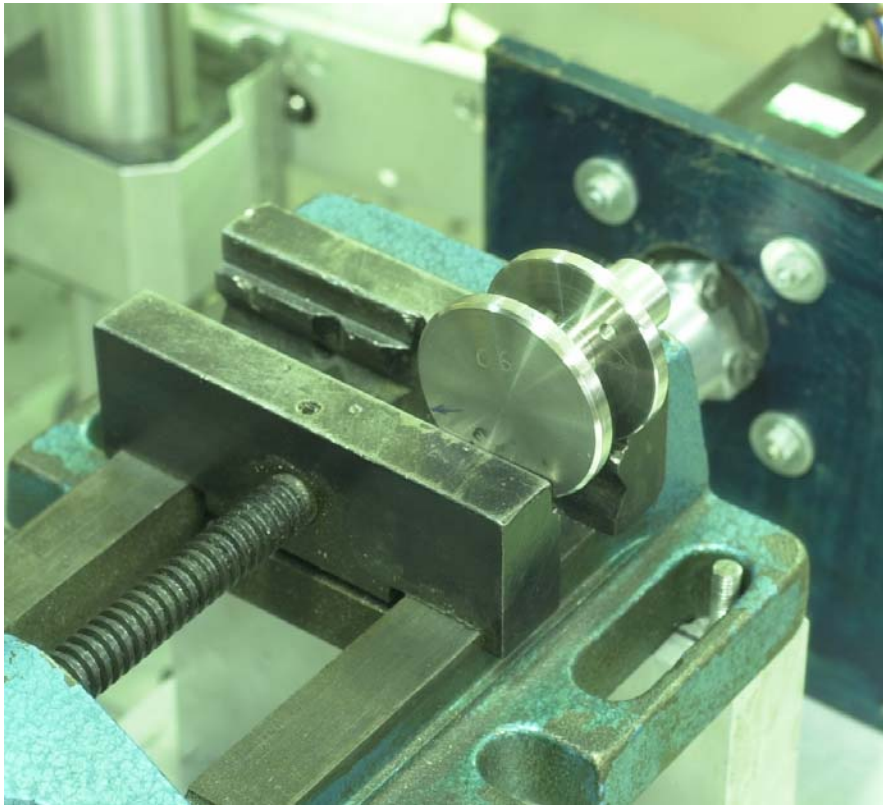


fig 5.2 posizionamento del provino sulla morsa per la misurazione



fig 5.3 tastatore in funzione durante la misurazione nelle direzioni circonferenziale (a sinistra) ed assiale (a destra).

5.2 Risultati ottenuti.

Sulla base delle indagini eseguite in fase di rilevazione, attraverso l'utilizzo del software *Hommel*, è stato possibile estrarre una serie di dati e parametri che ci permettono di ottenere un quadro dettagliato, sia numerico che grafico, della rappresentazione delle superfici investigate.

In *Appendice 2* sono riportati tutti i quadri riassuntivi delle prove eseguite, denominati *report*, dove sono riportate delle tabelle riassuntive che mettono in evidenza le caratteristiche fondamentali geometriche dei diversi provini soggetti alle diverse condizioni di misurazione.

Di seguito, nelle *figure 5.4, 5.5 e 5.6* è riportato un esempio di *report* ottenuto mediante l'utilizzo del software *Hommel* (il *report* altro non è che il quadro riassuntivo, parametrico e grafico, del provino analizzato); nel *report* si ha anzitutto una rappresentazione grafica bi e tridimensionale dell'intera zona investigata, successivamente si riporta una zona più piccola depurata dalle ondulazioni o difetti macrogeometrici, che risulta pertanto piana, da cui vengono estratte le curve di Abbott e di distribuzione delle asperità.

A questo punto si procede con l'estrazione di alcuni profili, ognuno dei quali sarà riferito al punto di origine (0,0) delle immagini a sinistra della *figura 5.4*, per avviare un'indagine dettagliata della superficie analizzata al fine di estrarre dei dati che saranno utilizzati per confrontare le diverse condizioni di rilevazione nonché per estrarre dei *file.txt* (rappresentanti la funzione discretizzata del profilo) che saranno utilizzati in seguito nel programma *CM2*.

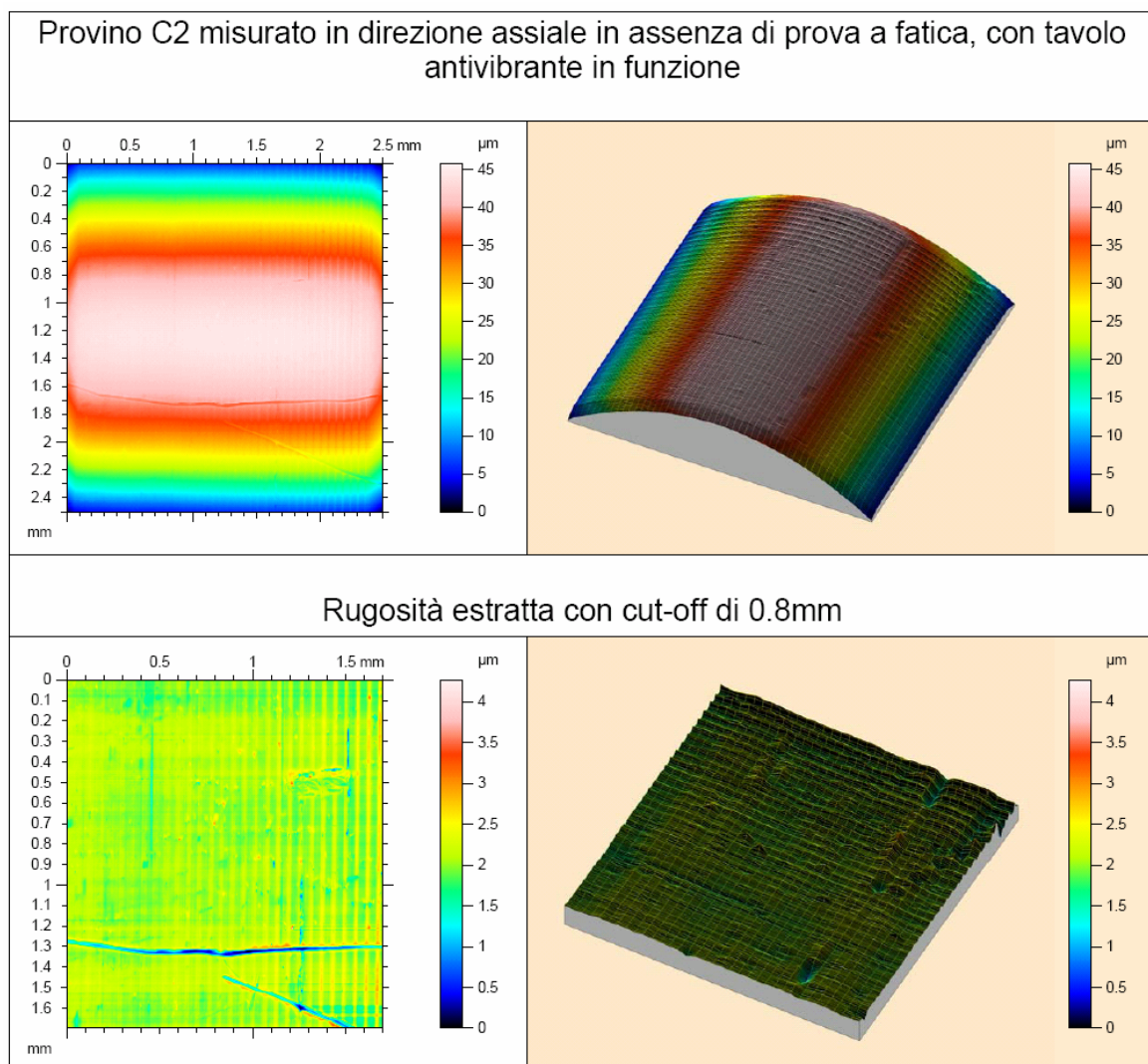


fig 5.4 rappresentazione grafica bi e tridimensionale della zona investigata.

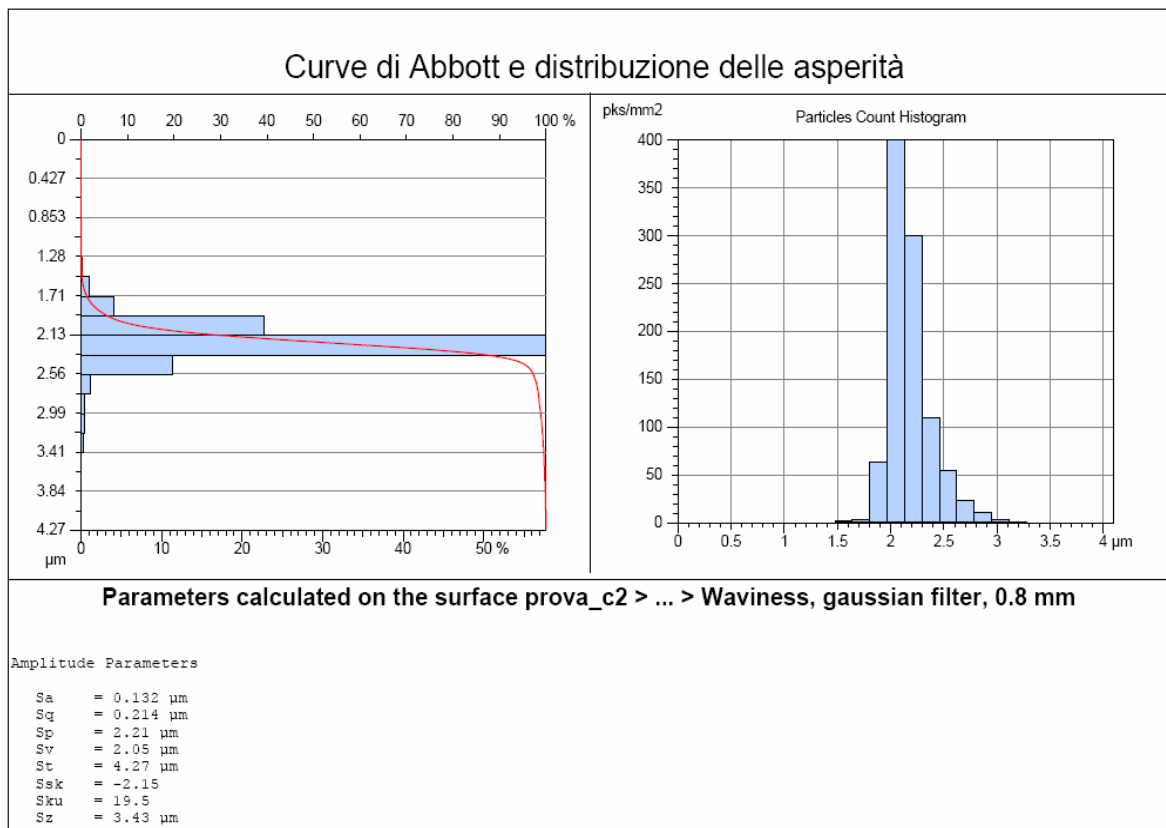


fig 5.5 quadro generale riassuntivo per la superficie investigata.

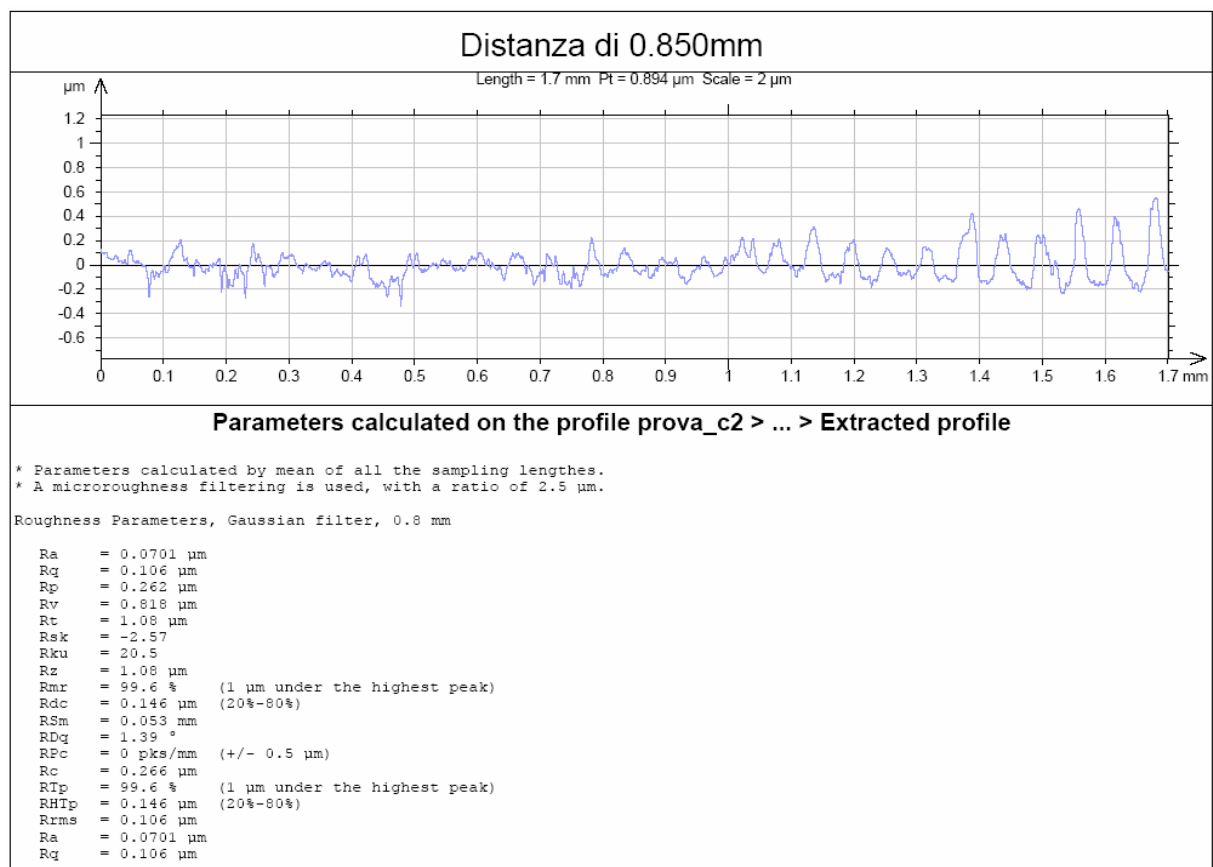


fig. 5.6 profilo estratto in corrispondenza di una distanza di 0.85mm a partire della linea limite superiore presente nell'immagine in basso a sinistra nella figura 5.4 e dati caratteristici associati

5.3 Analisi dei dati in uscita.

A partire dal profilo scelto per l'analisi dettagliata, è possibile estrarre il *file.txt* di cui già si è parlato in precedenza che sarà importato in ambiente *Matlab*; in questa fase è da rilevare la differenza tra i parametri di rugosità calcolati in ambiente *Matlab* e quelli in ambiente *Hommel* a causa delle diverse equazioni di riferimento per il calcolo della rugosità *Ra*, che risultano essere differenti.

Si noti che, per ovviare a questo problema si è cercato di adoperare, in ambiente *Matlab*, il medesimo algoritmo di riferimento di *Hommel*: il problema è che la funzione in uscita è discreta e non è possibile integrarla in ambiente *Matlab*, né tantomeno è possibile reimpostare la funzione discretizzata in ambiente *Hommel*.

Il passo successivo è consistito nel mettere in evidenza in che modo, una diversa direzione di investigazione sul provino, influisca sui risultati estratti: a causa della risoluzione del rugosimetro e delle modalità con cui vengono eseguite determinate lavorazioni, è molto probabile che delle misurazioni fatte in una determinata direzione di investigazione diano risultati differenti rispetto ad una direzione di investigazione perpendicolare ad essa: questo risultato è dipendente dal tipo di lavorazione; lavorazioni di superfinitura daranno una distribuzione omogenea delle asperità al contrario di lavorazioni più grossolane, tornitura-fresatura, che possono conferire alla superficie del profilo diverse caratteristiche superficiali nelle due direzioni (in questo caso è più opportuno valutare come risultato quello medio tra le diverse direzioni di investigazione).

Sulla base dei precedenti dubbi si è passati ad analizzare i risultati provenienti dal software *Hommel* relativi alle misurazioni che abbiamo eseguito: poiché il nostro intento è quello di capire quale sia la condizione di misurazione ottimale, si sono operate le seguenti operazioni di confronto:

- Confronti incrociati sullo stesso provino secondo le due diverse direzioni di investigazione;
- Confronti sullo stesso profilo nella stessa zona e direzione di investigazione, con e senza il tavolo anti-vibrante in funzione;

Dalla semplice analisi grafica e dal confronto diretto dei risultati relativi alla rugosità secondo quando riportato nelle *figure 5.7, 5.8, 5.9*; sulla base di questi risultati otteniamo i seguenti risultati, piuttosto evidenti che possono anche essere più in dettaglio analizzati in *Appendice 2* dove sono riportati tutti i *report* delle prove eseguite.

Sebbene la precedente analisi ci permette di mettere in evidenza le caratteristiche superficiali del provino attraverso delle prove incrociate che consentano di eseguire una ricostruzione tridimensionale dettagliata, al contempo non ci consente di mettere in evidenza in che modo possa perturbare i risultati l'ambiente esterno; in particolare è necessario stabilire l'influenza che le vibrazioni indotte da macchinari operanti nelle vicinanze possa influenzare la misurazione quindi i dati in uscita relativi alla topografia superficiale.

La procedura è consistita nell'eseguire delle prove di confronto (*figura 5.7*) con e senza i macchinari per le prove a fatica in funzione e con e senza il tavolo antivibrante in funzione al fine di mettere in evidenza in che modo la vibrazione influisce sul valore finale di rugosità.

Successivamente sono state eseguite delle analisi grafiche e numeriche (*figura 5.8*) dai risultati ottenuti esaminando i *report* riassuntivi, realizzati alla fine delle prove al rugosimetro e da cui abbiamo tratto le nostre conclusioni: si nota come la presenza della macchina a fatica in funzione è tale da alterare sensibilmente la conformazione del profilo; infatti a causa della diversa frequenza delle vibrazioni indotte, il profilo presenta delle valli e delle asperità che non sarebbero altrimenti presenti nel caso di isolamento dalle vibrazioni.

E' da notare come, nel caso analizzato in *figura 5.9* (provino C2), l'influenza delle vibrazioni indotte dall'esterno è tale da modificare sensibilmente la conformazione del profilo stesso; questo comporta delle conseguenze estremamente rilevanti sui risultati che possiamo estrarre dalle simulazioni.

Chiaramente un tipo di vibrazione indotta dall'esterno risulta indipendente dalla conformazione del profilo, pertanto la deformazione indotta del profilo, pur producendo i medesimi effetti su tutti i profili comporta diverse conseguenze a causa delle diverse caratteristiche superficiali: una superficie superfinita sarà, percentualmente, molto più influenzata che non una superficie ad alta rugosità.

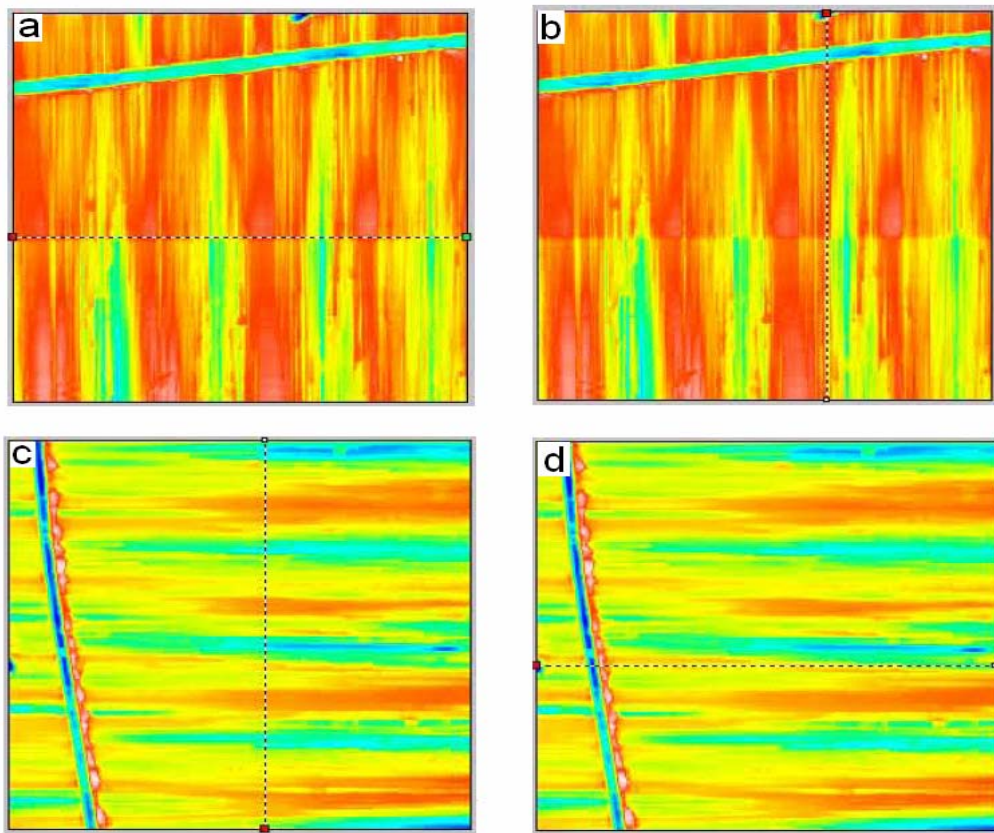


fig. 5.7 figure relative alle misurazioni eseguite in direzione assiale (figure a e b) e circonferenziali (figure c e d).

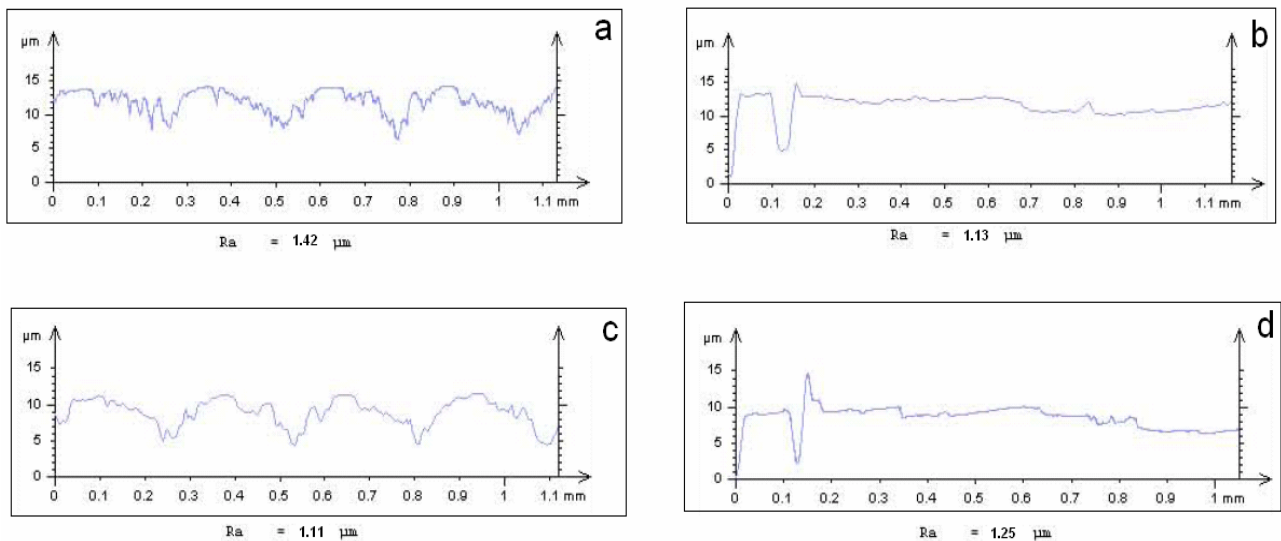


fig 5.8 profili ricavati attraverso l'uso del software Hommel: profilo ricavato nella direzione di investigazione (a) e perpendicolare ad essa (b) nel caso di prova assiale; profilo ricavato nella direzione di investigazione (c) e perpendicolare ad essa (d) nel caso di prova circonferenziale sempre in condizioni di tavolo anti-vibrazione in funzione.

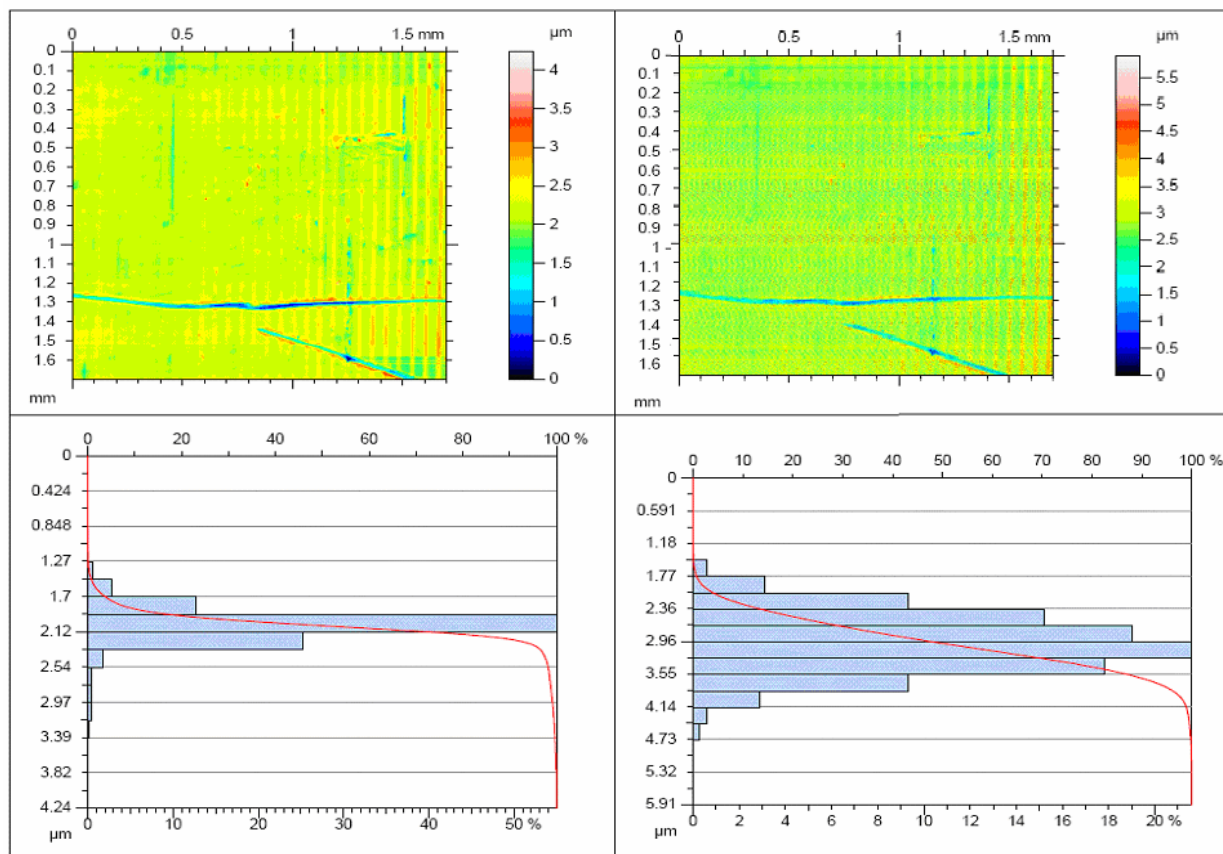


fig. 5.9 confronto tra due prove eseguite sullo stesso provino, nella medesima direzione ma in condizione di vibrazione differenti: senza vibrazioni (a sinistra), tavolo-off e macchina-on; con vibrazioni(a destra), tavolo-on e macchina-off.

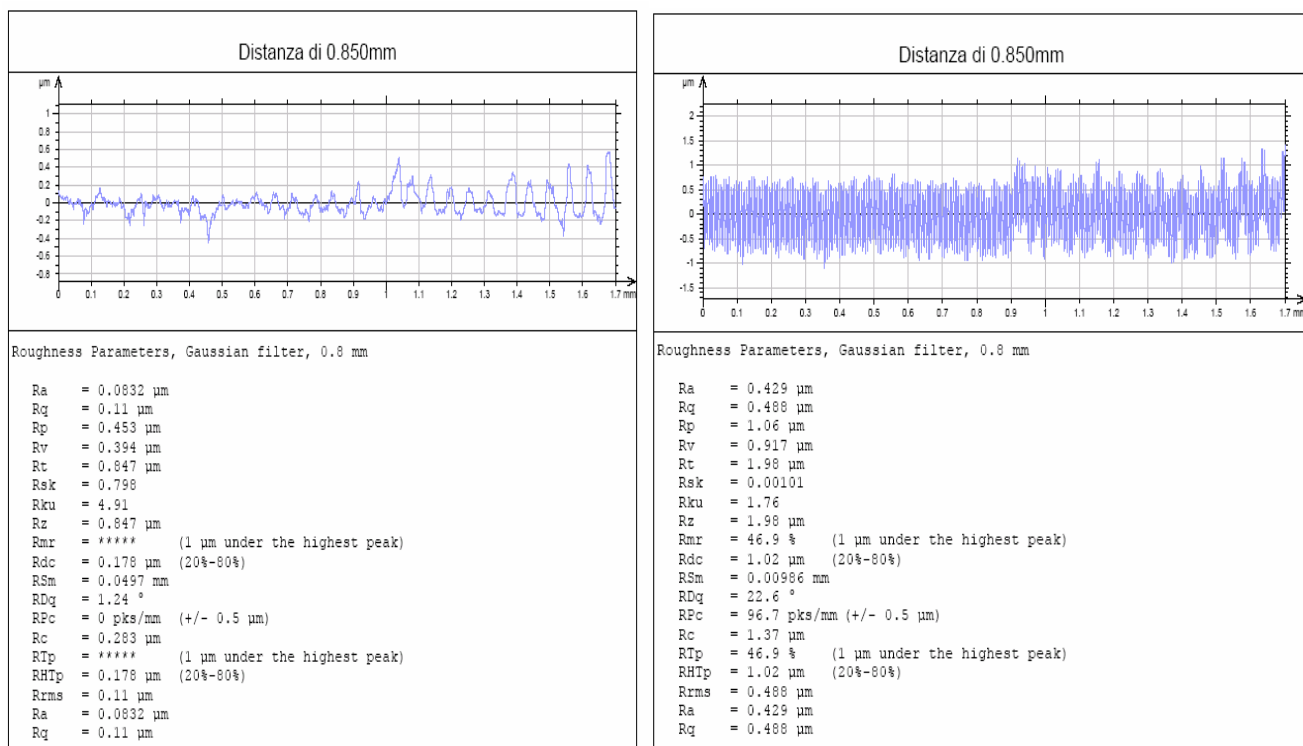


fig. 5.10 confronto tra due profili dello stesso provino estrapolati nello stesso punto ma in condizioni diverse: senza prova a fatica in corso (a sinistra), con prova a fatica in corso (a destra),sempre in assenza di tavolo anti-vibrante in funzione..

La conclusione è l'assoluta necessità di utilizzare un sistema di isolamento dalle vibrazioni: detta necessità è tanto maggiore quanto migliore è la finitura superficiale: ottenute le condizioni ottimali di riferimento è possibile operare i rilevamenti che saranno utilizzati nelle simulazioni mediante il programma CM2.

5.4 Influenza del tipo di profilo sulla rugosità.

Come già detto nei precedenti paragrafi, le investigazioni sui tre diversi provini, sono state eseguite in maniera tale da confrontare tra loro delle condizioni diverse di rugosità superficiale anche considerando diverse condizioni operative; adesso si procede nel valutare in che modo una diversa frequenza delle asperità possa influenzare l'andamento dei parametri caratteristici di rugosità.

Per far questo si è proceduto col generare una serie di profili costituiti da funzioni sinusoidali di determinata ampiezza e frequenza; i diversi profili sono contraddistinti gli uni dagli altri da una determinata frequenza e da un andamento della ampiezza che risulta costante (*sinusoidi ad ampiezza costante*) o variabile (*sinusoidi a modulazione di ampiezza*), queste ultime possono essere intese come sovrapposizione di due sinusoidi, secondo le equazioni riportate in *Appendice 1*.

Si noti che i profili sinusoidali teorici, così generati, sono simili ad un qualsiasi profilo ricavato al rugosimetro; anche per questi, quindi, sarà associato un *file.txt* rappresentante la discretizzazione numerica relativa all'andamento di picchi e valli.

Le prove eseguite riguardano anzitutto profili sinusoidali ad ampiezza costante con frequenze di 10, 50, 200 Hz, successivamente sono state eseguite prove a modulazione di ampiezza secondo diversi rapporti di frequenza pari a 10, 50, 200 con frequenza fissa di base di 10 Hz.

Nelle figure 5.11-5.16 tutti i risultati ottenuti attraverso la valutazione dei parametri di rugosità in ambiente *Matlab* sfruttando gli algoritmi che troviamo in *Appendice 1*, relativamente alla generazione di profili teorici di tipo sinusoidali.

Qui di seguito sono riportate le formule utilizzate in ambiente Matlab per la generazione dei profili suddetti:

- Profilo sinusoidale semplice:

$$data_z = \sin(2\pi f data_x)$$

- Profilo sinusoidale a modulazione di Ampiezza:

$$data_z = (V_p + V_m data_z_m) data_z_p$$

essendo:

- $data_z_m = \sin(2\pi f data_x)$ la funzione modulante
- $data_z_p = \sin(2\pi f K data_x)$ la funzione portante;
- f la frequenza della funzione portante;
- K il rapporto di frequenza con la funzione modulante;
- V_p il peso della funzione portante;
- V_m il peso della funzione modulante;

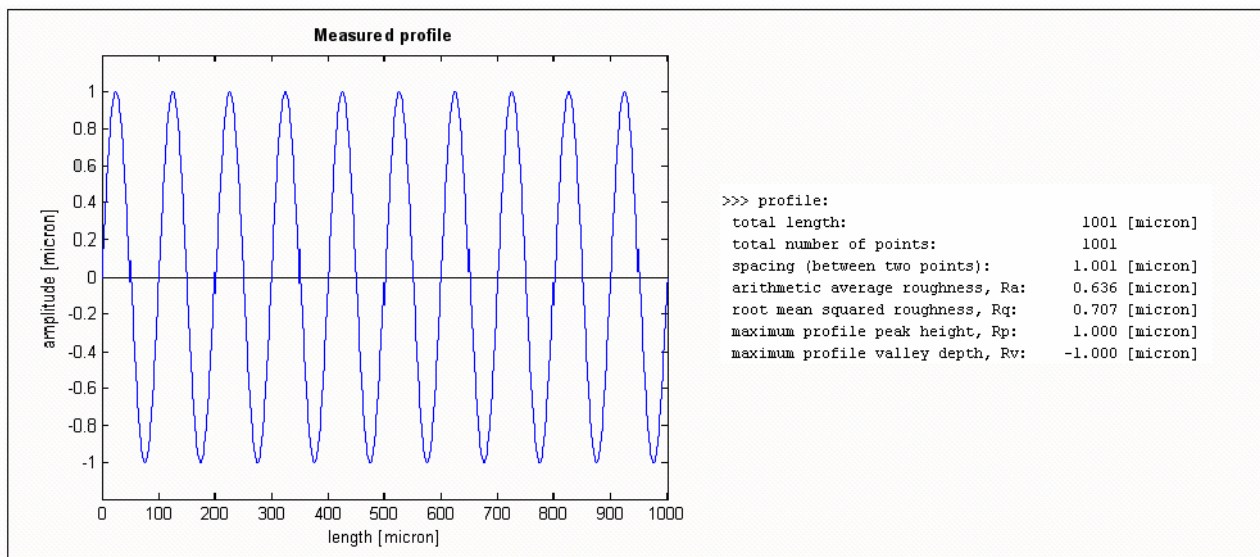


fig 5.11 profilo ad ampiezza costante di frequenza pari a 10 Hz.

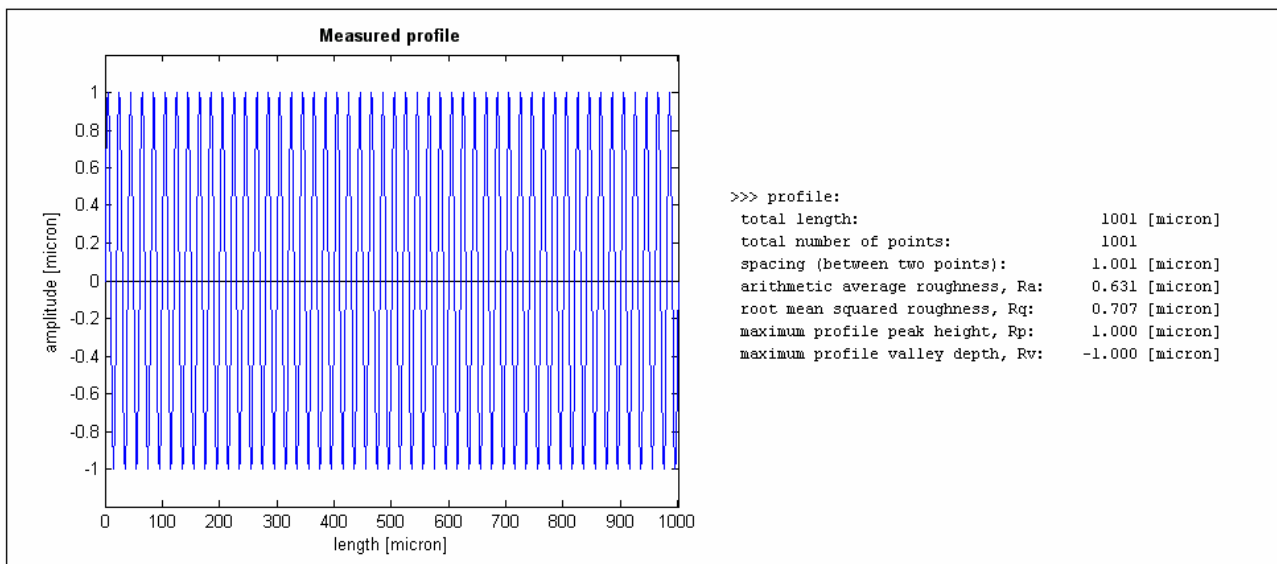


fig 5.12 profilo ad ampiezza costante di frequenza pari a 50 Hz.

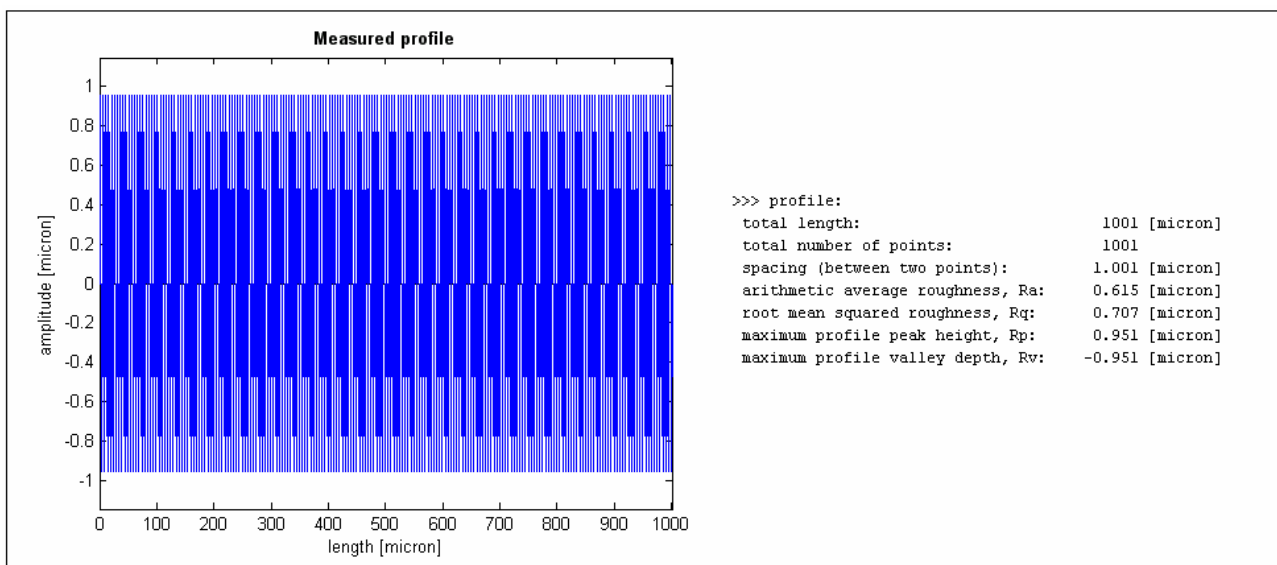


fig 5.13 profilo ad ampiezza costante di frequenza pari a 200 Hz.

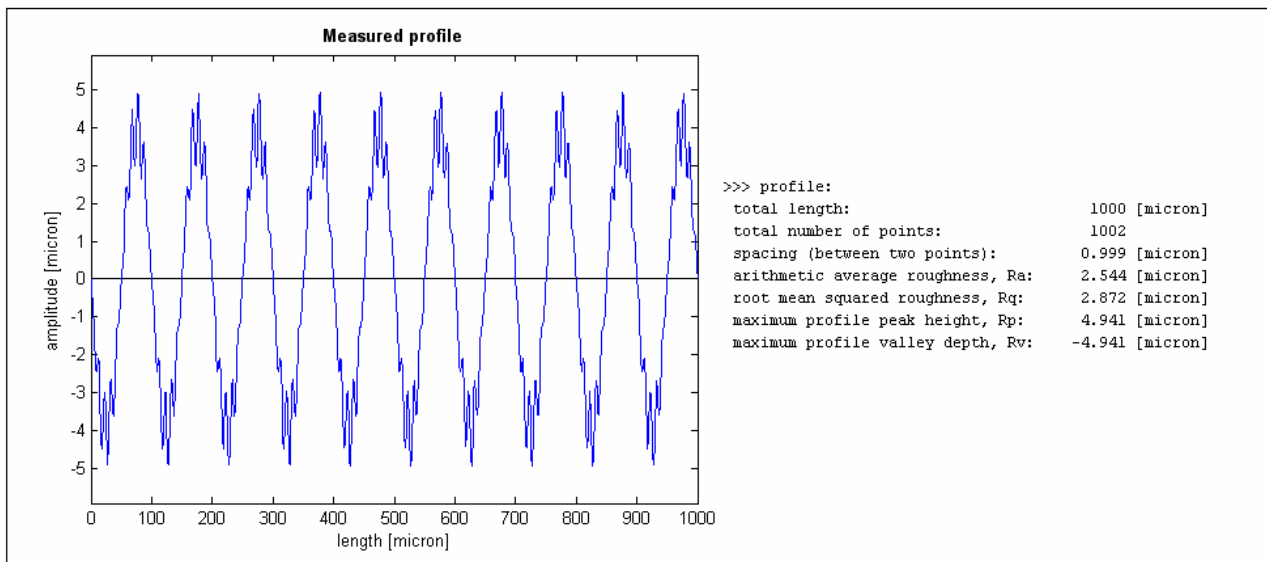


fig 5.14 profilo a modulazione di ampiezza con rapporto di frequenze pari a 10.

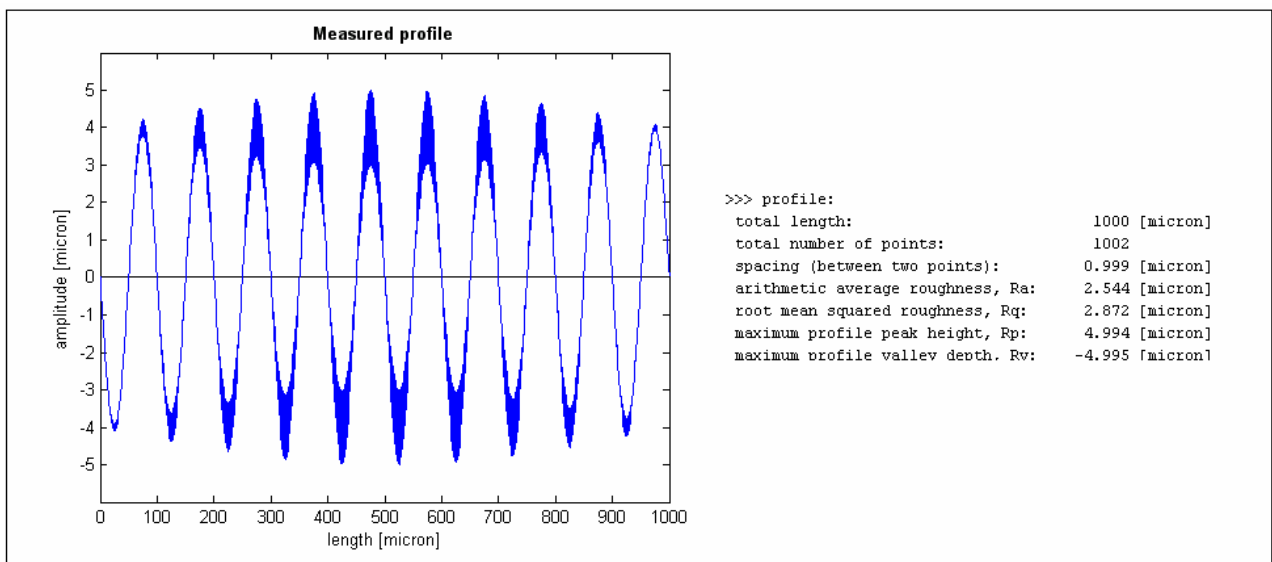


fig 5.15 profilo a modulazione di ampiezza con rapporto di frequenze pari a 50.

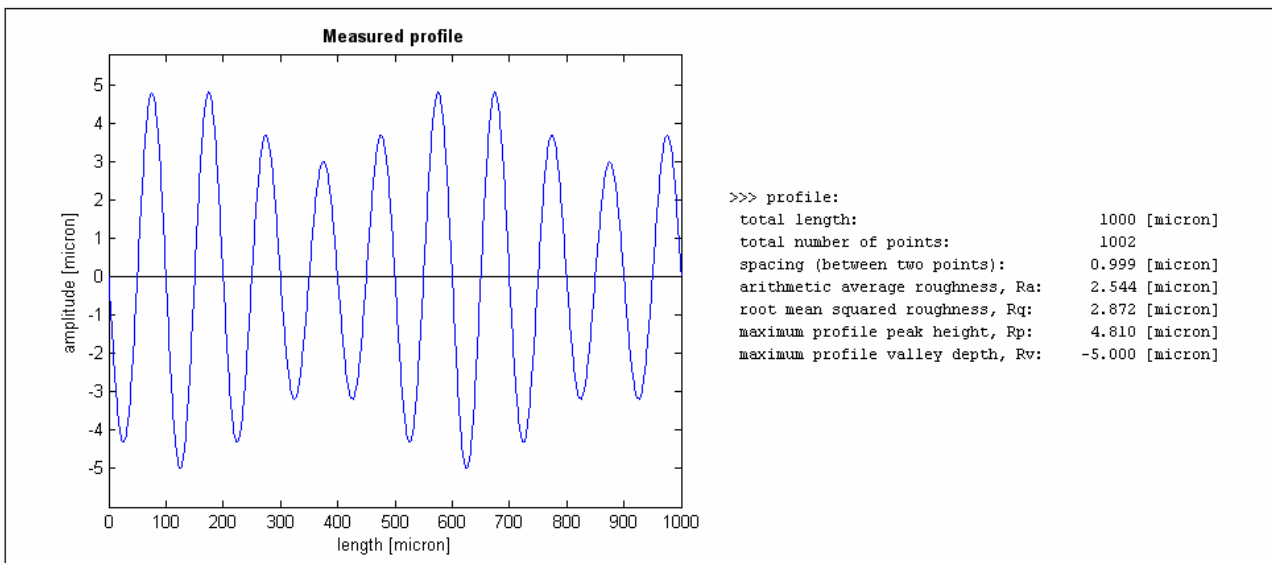


fig 5.16 profilo a modulazione di ampiezza con rapporto di frequenze pari a 200.

Sulla base dei risultati ottenuti precedentemente possiamo asserire che per una data ampiezza, l'aumento della frequenza comporta una diminuzione del parametro Ra seppur modestissima mentre mantiene costanti gli altri parametri.

Nel caso di sinusoidi a modulazione di ampiezza (funzioni dati date dalla somma di due sinusoidi a frequenza differente) notiamo una costanza dei parametri relativi alla rugosità mentre si ha una variazione dell'altezza dei picchi e della profondità delle valli che non segue una legge ben precisa rispetto l'aumento imposto del rapporto tra le frequenze.

Capitolo 6: Elaborazione dei dati sperimentali

Nel seguente capitolo sarà descritto in che modo, a partire dai dati provenienti dal rugosimetro, si esegue la procedura che ci permette, tramite il programma *CM2*, di ottenere quei dati che implementati nelle equazioni di riferimento permettono di ottenere la temperatura di contatto, indice della probabilità di scuffing.

6.1 Meccanica del contatto.

A partire dalle indagini relative alla rugosità è possibile, attraverso l'uso di opportune funzionalità del programma *Hommel*, estrarre dei profili relativi ad una determinata direzione di investigazione, ed a una determinata distanza dal bordo superiore, secondo quanto riportato nelle *figura 6.1*; sempre attraverso l'uso di *Hommel* è possibile estrarre, per il profilo scelto, un vettore che rappresenta la discretizzazione numerica dello stesso ad ottenere il *file.txt*.

A questo punto viene lanciato il programma *CM2* in cui viene importato il *file.txt* di cui sopra secondo la procedura seguita nel *paragrafo 4.4*, introducendo quindi le caratteristiche del materiale si salva il nuovo file creato; la procedura è consistita nello scegliere tre diverse zone di investigazione e, in prossimità di ogni zona, estrarre tre profili come nell'esempio di *figura 6.1*.

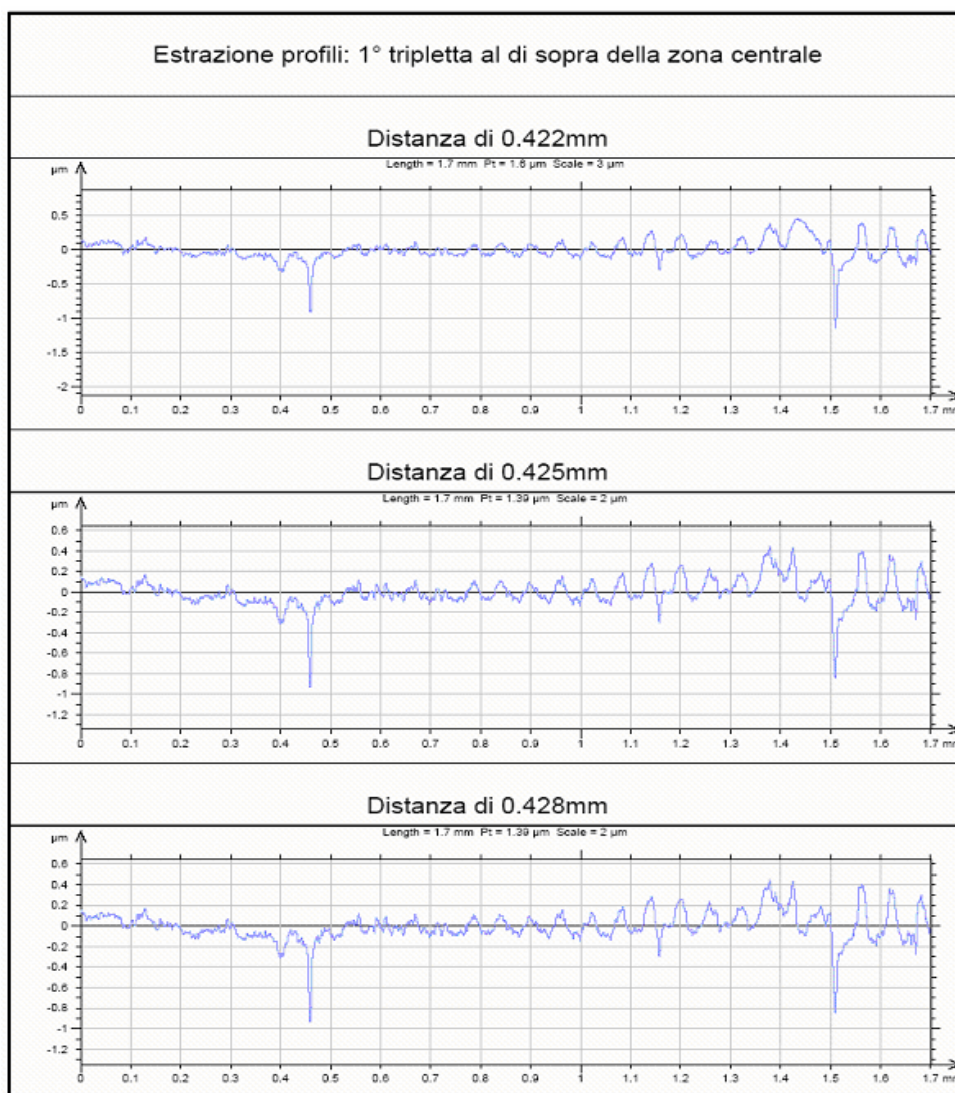


fig. 6.1 tripletta estratta da prova eseguita al rugosimetro riportata a puro scopo illustrativo.

Per ogni profilo, per un totale di nove profili per provino analizzato, si è operata una simulazione nel programma *CM2* ottenendo i diversi grafici relativi all'andamento dei parametri caratterizzanti la meccanica di contatto, *Appendice 3*.

A questo punto si è proceduto nell'eseguire un'analisi dei grafici ottenuti, al fine di ottenere dei risultati numerici in grado di quantificare, per i diversi provini analizzati, l'andamento dei vari parametri in funzione dell'accostamento tra i due corpi a contatto.

Per ogni provino osservato in condizioni ideali di prova (senza fatica, con tavolo antivibrante in funzione) si sono considerati i risultati provenienti dalle tre triplette; l'analisi numerica è consistita nel valutare l'area totale di contatto, la pressione ed il carico per unità di spessore per dei valori noti di interferenza (si sono scelti come valori arbitrari di riferimento 0.02 e $0.04\mu\text{m}$), attraverso le equazioni di riferimento del modello di contatto di *Zhao-Maietta-Chang*.

Sulla base dei dati provenienti da questa indagine, per ogni parametro si è eseguita una media dei nove valori ottenuti (tre per tre triplette) che si è riportata come valore di riferimento nella *tabella 6.1*, dove sono sintetizzati i valori delle prove eseguite sui tre provini; in *Tabella 6.2*, invece, si riportano i risultati di cui sopra relativi alla singola parabola (la parabola che per prima viene a contatto).

La scelta di utilizzare come parametro di riferimento, per ogni provino, il valore medio tra quelli calcolabili dai nove profili deriva dal fatto che detto valore è quello che meglio rappresenta il comportamento complessivo del provino.

Tabella 6.1: esempio del quadro riassuntivo ottenuto a seguito delle simulazioni mediante il programma CM per i tre provini analizzati nelle medesime condizioni operative.

| PARAMETRI DI RIFERIMENTO | C2 (fat off, tav on) | C4 (fat off, tav on) | C6 (fat off, tav on) |
|--|----------------------|----------------------|----------------------|
| Ac [mm ²] per $\delta=0.02\text{ }\mu\text{m}$ | 0,00014 | 0,0002 | 0,00008 |
| Ac [mm ²] per $\delta=0.04\text{ }\mu\text{m}$ | 0,00028 | 0,0013 | 0,00011 |
| Ac [mm ²] per $\delta=0.1\text{ }\mu\text{m}$ | 0,00071 | 0,0082 | 0,00021 |
| Ac [mm ²] per $\delta=0.5\text{ }\mu\text{m}$ | 0,00215 | | 0,00154 |
| load [N] per $\delta=0.02\text{ }\mu\text{m}$ | 0,0078 | 0,01 | 0,008 |
| load [N] per $\delta=0.04\text{ }\mu\text{m}$ | 0,017 | 0,065 | 0,029 |
| load [N] per $\delta=0.1\text{ }\mu\text{m}$ | 0,061 | 0,781 | 0,04 |
| load [N] per $\delta=0.5\text{ }\mu\text{m}$ | 2,22 | | 0,605 |
| load*u.w [N/mm] per $\delta=0.02\text{ }\mu\text{m}$ | 0,82 | 1,08 | 1,67 |
| load*u.w [N/mm] per $\delta=0.04\text{ }\mu\text{m}$ | 1,53 | 6,03 | 3,12 |
| load*u.w [N/mm] per $\delta=0.1\text{ }\mu\text{m}$ | 3,43 | 68 | 4,33 |
| load*u.w [N/mm] per $\delta=0.5\text{ }\mu\text{m}$ | 76,5 | | 35,43 |

NB: i risultati estratti ed inseriti in tabella sono stato ricavati considerando pochi profili per ogni provino; questo ci induce a pensare che i risultati ottenuti possano avere una discrepanza da quelli reali. Tuttavia, a causa delle notevoli differenze tra i provini C2, C4 ed il provino C6 gli stessi risultati dovrebbero fornirci delle indicazioni adeguate sull'andamento generale mutuo dei parametri.

La *tabella 6.1* mostra chiaramente delle notevoli differenze circa l'evoluzione dei parametri di contatto durante l'accostamento; in particolare, tenendo in considerazione che il provino C2 è in alluminio a differenza degli altri in acciaio, notiamo che l'area di contatto, per le medesime condizioni di interferenza, è maggiore nel caso di bassa rugosità così come il carico sopportato dalle asperità a contatto.

Questo risultato può essere spiegato con l'evidente fatto che, in condizioni di accostamento, le superfici meno rugose consentono una superficie di contatto maggiore che non è garantita nel caso di presenza di alte asperità.

Tabella 6.2: esempio del quadro riassuntivo ottenuto a seguito delle simulazioni mediante il programma CM per i tre provini analizzati nelle medesime condizioni operative riferito alla parabola che per prima viene a contatto.

| PARAMETRI DI RIFERIMENTO | C2 (fat off, tav on) | C4 (fat off, tav on) | C6 (fat off, tav on) |
|---|----------------------|----------------------|----------------------|
| Ac [mm ²] per $\delta=0.02$ [μm] | 0,000018 | 0,0000028 | 0,000019 |
| Ac [mm ²] per $\delta=0.04$ [μm] | 0,000032 | 0,0000057 | 0,000036 |
| Ac [mm ²] per $\delta=0.1$ [μm] | 0,000061 | 0,000012 | 0,00008 |
| Ac [mm ²] per $\delta=0.5$ [μm] | 0,00031 | 0,000025 | 0,0004 |
| load [N] per $\delta=0.02$ [μm] | 0,009 | 0,0009 | 0,008 |
| load [N] per $\delta=0.04$ [μm] | 0,023 | 0,0023 | 0,019 |
| load [N] per $\delta=0.1$ [μm] | 0,071 | 0,0061 | 0,043 |
| load [N] per $\delta=0.5$ [μm] | 0,181 | 0,0135 | 0,185 |
| load*u.w [N/mm] per $\delta=0.02$ [μm] | 0,5 | 0,65 | 1,1 |
| load*u.w [N/mm] per $\delta=0.04$ [μm] | 1,3 | 6,03 | 1,4 |
| load*u.w [N/mm] per $\delta=0.1$ [μm] | 3,3 | 2,85 | 3,2 |
| load*u.w [N/mm] per $\delta=0.5$ [μm] | 5,8 | 5,4 | 10 |

Nel caso in cui l'analisi si sofferma sull'asperità che, per ogni provino, viene a contatto per prima, quindi la più alta, i risultati cambiano notevolmente rispetto al caso in cui si studia il comportamento dell'intero provino.

Si può osservare che sia il carico che l'area di contatto, all'aumentare dell'interferenza sono notevolmente inferiori nel provino C4, a bassa rugosità, che non nel provino C6; è, inoltre, da rammentare che, oltre a notare una notevole differenza tra i parametri, si nota anche una diversa dipendenza degli stessi dall'interferenza.

In conclusione si può affermare che per profili a bassa rugosità, le singole asperità sopportano carichi minori con aree di contatto ridotte rispetto al caso di rugosità alta; tuttavia, proprio a causa di questa conformazione superficiale il numero di asperità che vengono a contatto è, nel caso di bassa rugosità, notevolmente maggiore rispetto al caso di rugosità alta; in *figura 6.2* si riporta un'illustrazione di questo concetto.

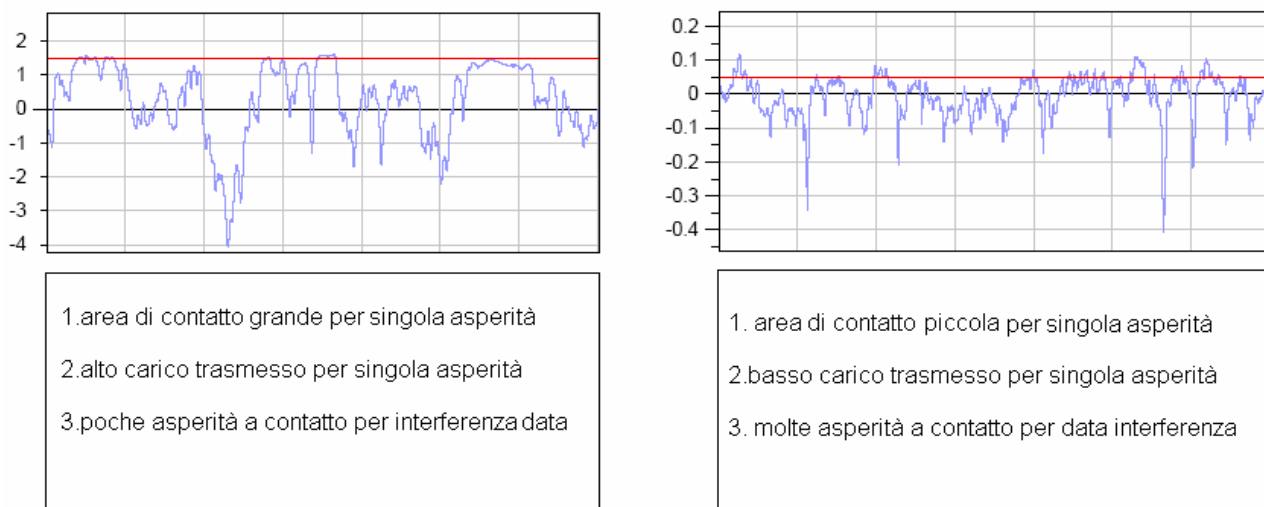


fig 6.2 confronto tra due profili caratterizzati da diverse rugosità: a destra è il provino a bassa rugosità a sinistra quello ad alta rugosità.

6.2 Influenza del tipo di profilo sulla meccanica del contatto.

Nel precedente paragrafo si è descritto il comportamento che hanno dei provini caratterizzati da diverse caratteristiche superficiali nel momento in cui sono soggetti ad un aumento di interferenza con un piano rigido.

Analogamente a quanto fatto nel *paragrafo 5.4* si vuole valutare il comportamento di quei profili sinusoidali già precedentemente generati al fine di valutare in che modo la variazione di frequenza delle asperità possa influenzare la meccanica del contatto,

Il percorso che ci consente di ottenere i risultati cercati è esattamente il medesimo utilizzato per gli altri provini salvo che in questo caso si parte da profili creati ad hoc in *Matlab* che saranno implementati nel programma direttamente, senza creazione di *file.txt* (sebbene sia possibile), e che successivamente saranno schematizzati come parabole (*LMS C1-C2*) quindi elaborati dal modello di contatto di riferimento (*ZMC*), secondo la procedura standard vista nel *paragrafo 4.4*.

Nella *tabella 6.3* riportiamo uno schema riassuntivo fatto a seguito delle simulazioni fatte sui profili di figura 5.11, 5.12 e 5.13; nella *tabella 6.4* invece lo schema si riferisce ai profili di figure 5.14, 5.15 e 5.16.

Tabella 6.3: quadro riassuntivo ottenuto a seguito delle simulazioni mediante il programma CM per i tre profili a variazione di frequenza.

| frequenza | f=3 | f=10 | f=50 | f=200 |
|--|----------|----------|----------|----------|
| $\sum \Delta \alpha, [\text{mm}]$ per $\delta=0.2 [\mu\text{m}]$ | 0,152 | 0,175 | 0,22 | 0,237 |
| $\sum \Delta \alpha, [\text{mm}]$ per $\delta=0.6 [\mu\text{m}]$ | 0,273 | 0,377 | 0,372 | 0,375 |
| Ac $[\text{mm}^2]$ per $\delta=0.2 [\mu\text{m}]$ | 5,8*e-3 | 2,32*e-3 | 7,5*e-4 | 2,15*e-4 |
| Ac $[\text{mm}^2]$ per $\delta=0.6 [\mu\text{m}]$ | 1,91*e-2 | 1,65*e-2 | 2,3*e-3 | 5,5*e-4 |
| load [N] per $\delta=0.2 [\mu\text{m}]$ | 2,03 | 1,4 | 0,52 | 0,148 |
| load [N] per $\delta=0.6 [\mu\text{m}]$ | 8,6 | 7,75 | 1,53 | 0,17 |
| load*u.w [N/mm] per $\delta=0.2 [\mu\text{m}]$ | 54 | 102 | 149 | 162 |
| load*u.w [N/mm] per $\delta=0.6 [\mu\text{m}]$ | 123 | 255 | 260 | 258 |
| Ac $[\text{mm}^2]$ per load*u.w=25 [N/mm] | 2,6*e-3 | 3,7*e-4 | 2,77*e-5 | 1,57*e-5 |
| Ac $[\text{mm}^2]$ per load*u.w=50 [N/mm] | 5,7*e-3 | 8*e-4 | 8,33*e-5 | 3,33*e-5 |

NB: analizzando l'andamento dei profili rilevati sperimentalmente e già utilizzati, si è potuto constatare una "frequenza reale" di asperità e valli variabile nell'intervallo 30-60.

Tabella 6.4: quadro riassuntivo ottenuto a seguito delle simulazioni mediante il programma CM per i tre profili a modulazione di ampiezza..

| rapporto tra le frequenze | k=10 | k=50 | k=200 |
|--|--------|--------|--------|
| $\sum \Delta \alpha, [\text{mm}]$ per $\delta=0.2 [\mu\text{m}]$ | 0,09 | 0,06 | 0,04 |
| $\sum \Delta \alpha, [\text{mm}]$ per $\delta=0.6 [\mu\text{m}]$ | 0,0185 | 0,0173 | 0,068 |
| load [N] per $\delta=0.2 [\mu\text{m}]$ | 0,5 | 0,33 | 0,16 |
| load [N] per $\delta=0.6 [\mu\text{m}]$ | 1,96 | 1,65 | 0,96 |
| load*u.w [N/mm] per $\delta=0.2 [\mu\text{m}]$ | 65 | 48 | 24 |
| load*u.w [N/mm] per $\delta=0.6 [\mu\text{m}]$ | 135 | 124 | 49 |
| Ac $[\text{mm}^2]$ per load*u.w=25 [N/mm] | 0,0018 | 0,0011 | 0,0011 |
| Ac $[\text{mm}^2]$ per load*u.w=50 [N/mm] | 0,0041 | 0,0032 | 0,0034 |

In riferimento alla *tabella 6.1* è possibile dedurre che l'aumento della frequenza delle sinusoidi, che equivale ad un aumento del numero di asperità per una data lunghezza, comporta una modifica del comportamento del provino secondo i punti qui di seguito riportati:

- Diminuzione dell'area globale di contatto per una data interferenza.
- Diminuzione del carico che sopportano le asperità.
- Aumento del carico sopportato per unità di spessore.
- Diminuzione dell'area di contatto per il medesimo carico per unità di spessore sopportato.

In riferimento alla *tabella 6.2* se, ad un profilo rappresentato da una funzione sinusoidale, si somma una sinusoide di frequenza differente, nel nostro caso maggiore, il risultato è una diminuzione dei parametri di contatto che è tanto maggiore quanto maggiore è la frequenza della sinusoide.

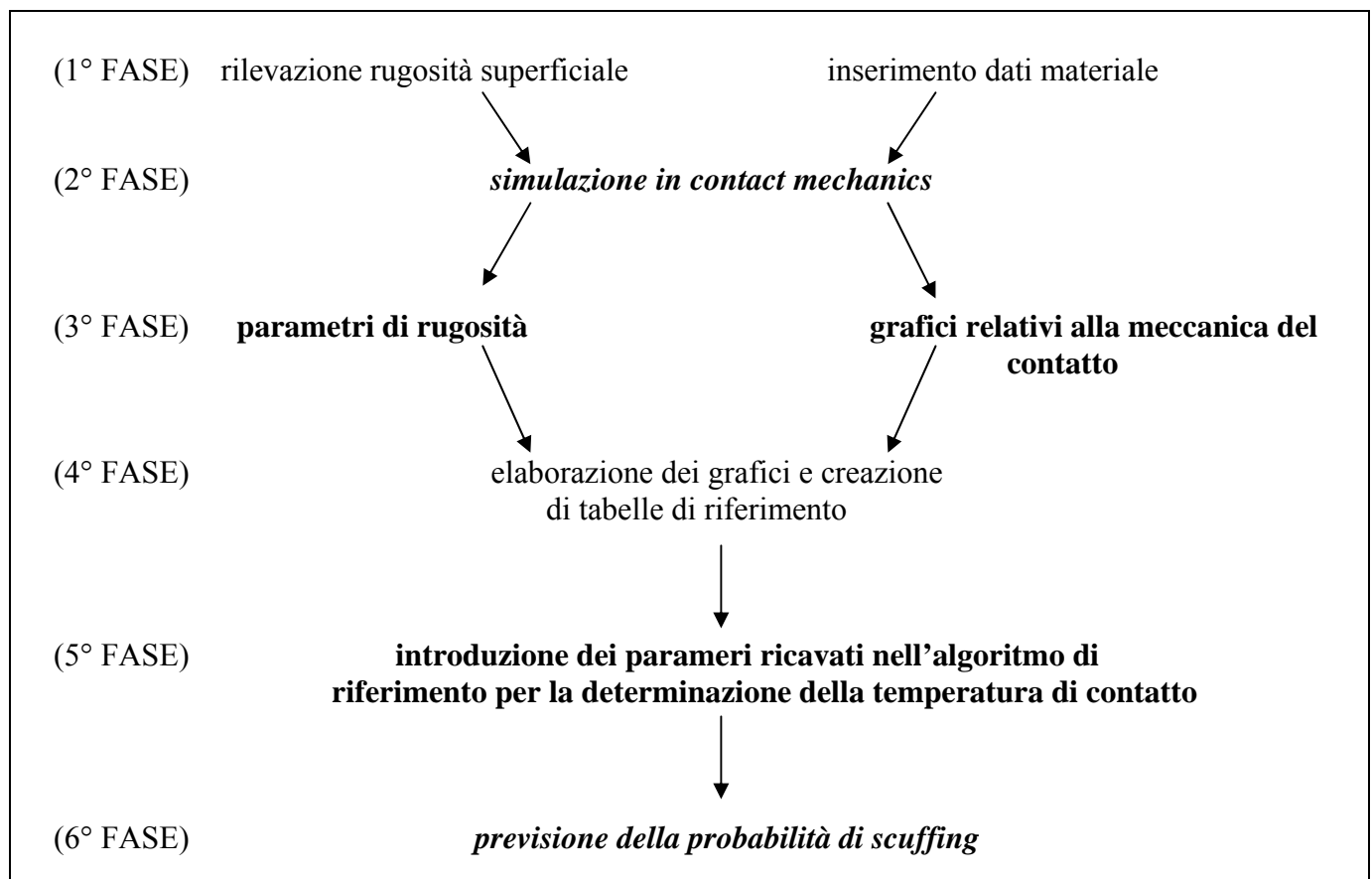
6.3 Calcolo della temperatura di contatto per provini con diversa rugosità.

Sulla base della teoria sinora trattata, in questo paragrafo sarà implementata una semplice procedura da seguire per calcolare la temperatura della zona di contatto, indice qualitativo per la previsione dello *scuffing*.

Saranno analizzati e messi a confronto due diversi provini, C4 e C6, caratterizzati da caratteristiche superficiali differenti; per ognuno di questi provini sarà eseguita una prova parallela che si concluderà col definire numericamente una temperatura di contatto.

La prova si svolgerà in due tempi: prima sarà operato un confronto che riguarderà l'intero profilo del provino e, successivamente, la singola asperità che per prima viene a contatto; l'obiettivo è valutare in che modo, sulla base di differenti criteri di riferimento, diverse rugosità influenzano il calcolo della temperatura di contatto.

Qui di seguito si riporta lo schema generale che sarà seguito:



6.3.1 Metodo della temperatura media di contatto.

Si rammenta che detto metodo afferma che l'innesco di scuffing avviene solo se la temperatura media delle superficie a contatto supera un dato valore prefissato, puntualmente possono essere raggiunti anche risultati differenti. Riportiamo, di seguito, la procedura seguita per la nostra analisi mediante l'ausilio grafico delle figure 6.3, 6.4 e 6.5.

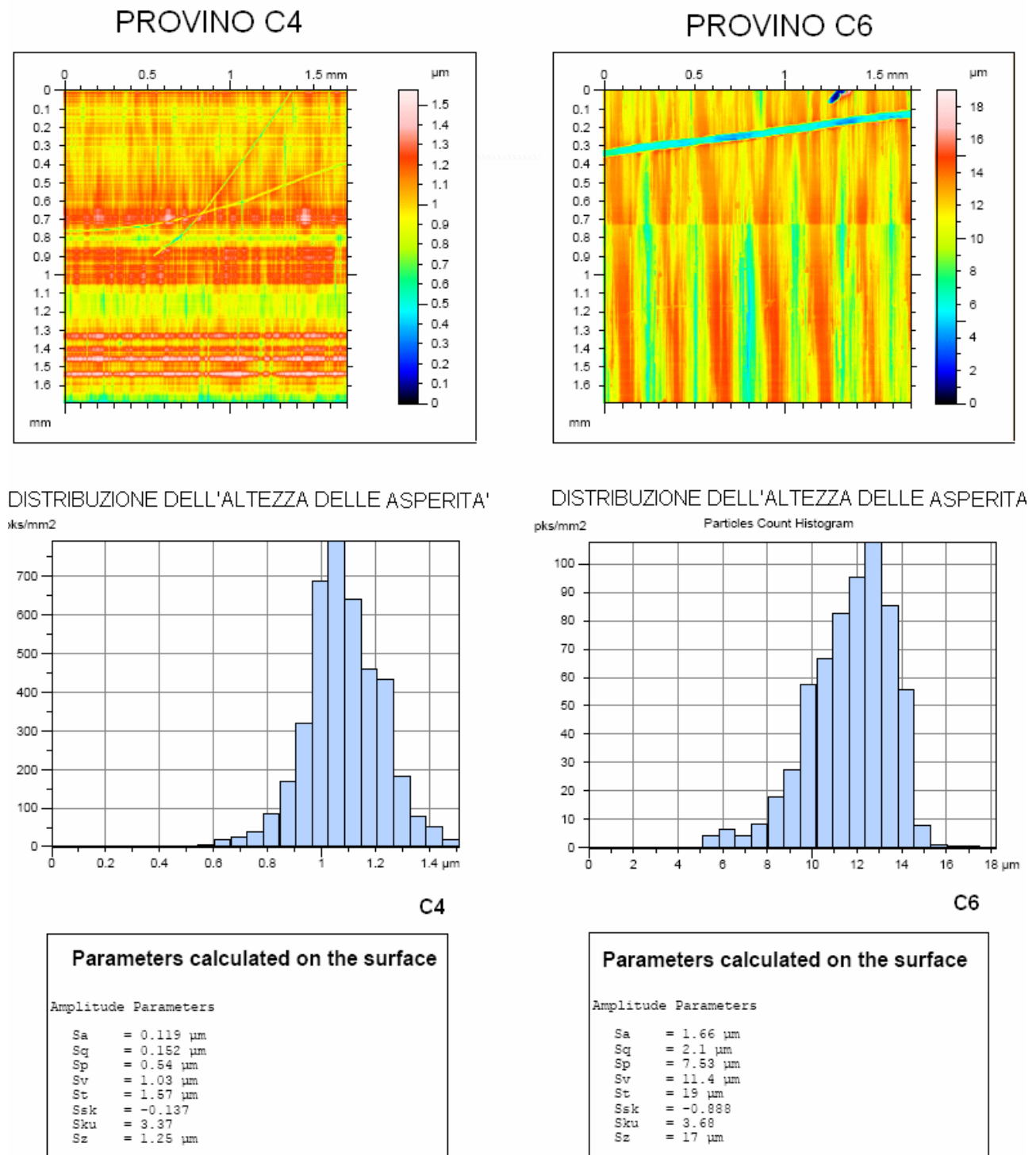


fig. 6.3 analisi superficiale grafica e numerica delle superfici analizzate.

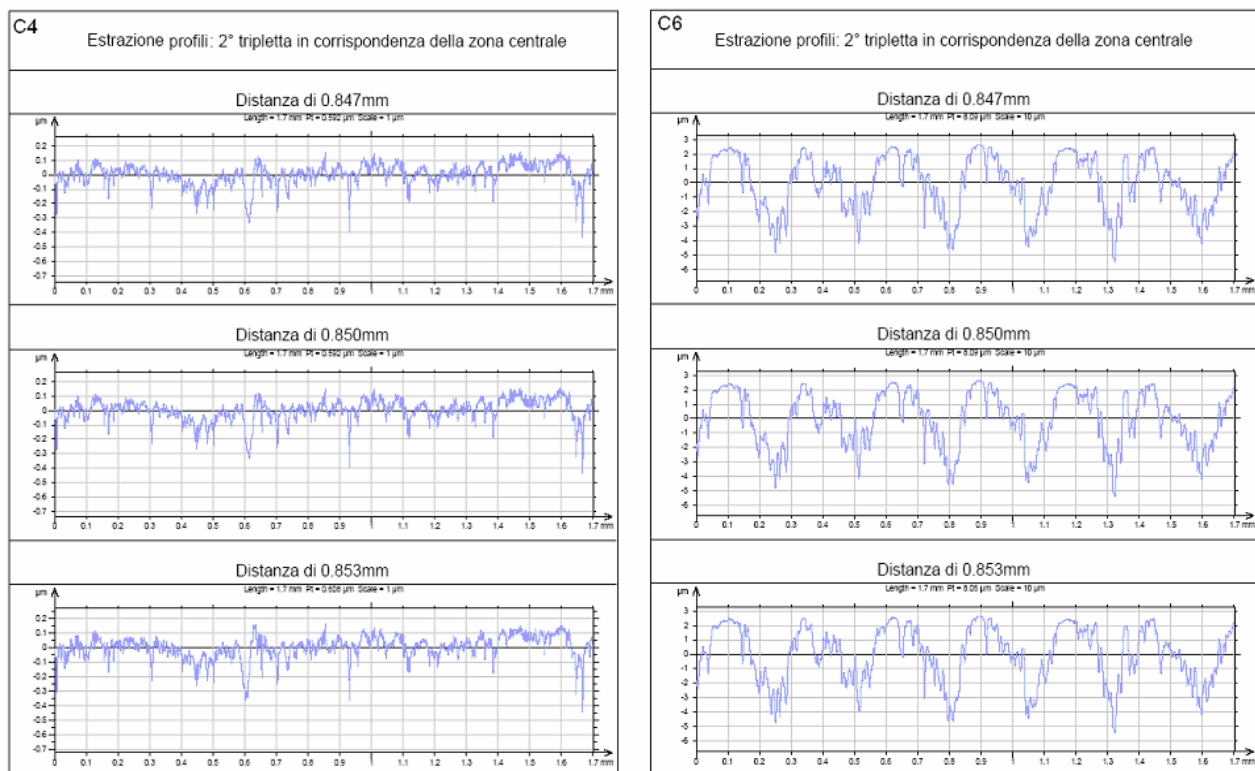


fig 6.4 estrazione profili: esempio di tripletta estratta per entrambi i provini in corrispondenza della zona centrale. Per ogni provino è estratto un file.txt che viene importato nel programma CM2 sul quale sono eseguite le simulazioni.

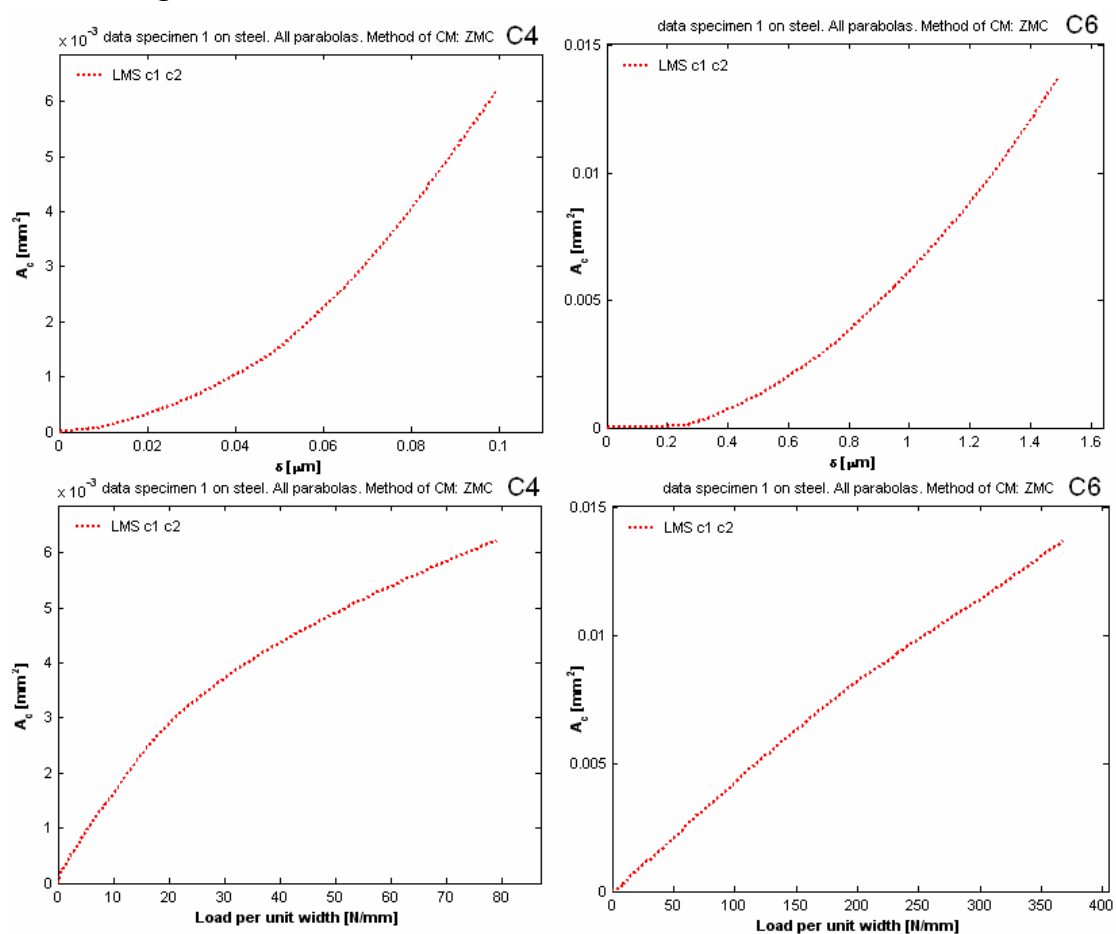


fig. 6.5 grafici relativi alle simulazioni per un singolo profilo importato in ambiente Matlab

Come già affermato precedentemente, per ogni prova sono stati estratti nove profili; per ogni profilo sono state eseguite le simulazioni mediante l'uso del programma *CM2*; i risultati ottenuti da ogni grafico sono stati estratti e mediati al fine di avere un unico risultato raccolto in tabelle appositamente create come la *tabella 6.1*.

Ottenuti tutti i dati relativi ai parametri di contatto, riferendosi all'espressione di riferimento, *equazione 2.33*, che si utilizza per il calcolo dell'indice di temperatura superficiale e che riproponiamo:

$$\theta_{its} = D_0 G_R P^{0.86} V_1^{0.43} + \theta_0$$

possiamo finalmente calcolarci la temperatura di contatto e riferirla a quella di scuffing per valutare la probabilità che si verifichi il fenomeno. Nelle *tabelle 6.5, 6.6* si riporta il quadro riassuntivo per il calcolo dell'indice di temperatura superficiale per due valori noti dell'interferenza.

Tabella 6.5: quadro riassuntivo per i due provini esaminati nel caso di interferenza pari a 0.02 micrometri

| Provino C4 | Provino C6 |
|-------------------------------|--------------------------|
| $D_0 = 1$ | $D_0 = 1$ |
| $V_1 = 30\text{m/s}$ | $V_1 = 30\text{m/s}$ |
| $G_R = 0.2R_q + 0.68 = 0.691$ | $G_R = 1$ |
| $P = 1.68\text{N/mm}$ | $P = 1.67\text{N/mm}$ |
| $\theta_t = 91.76^\circ$ | $\theta_t = 127.4^\circ$ |

Tabella 6.6: quadro riassuntivo per i due provini esaminati nel caso di interferenza pari a 0.4 micrometri

| Provino C4 | Provino C6 |
|-------------------------------|------------------------|
| $D_0 = 1$ | $D_0 = 1$ |
| $V_1 = 30\text{m/s}$ | $V_1 = 30\text{m/s}$ |
| $G_R = 0.2R_q + 0.68 = 0.691$ | $G_R = 1$ |
| $P = 6.03\text{N/mm}$ | $P = 3.12\text{N/mm}$ |
| $\theta_t = 275.4^\circ$ | $\theta_t = 226^\circ$ |

Sulla base dei risultati ottenuti, in relazione alle precedenti tabelle ed alle equazioni di riferimento si arriva le seguenti conclusioni:

- A parità di carico per unità di lunghezza *l'indice di temperatura superficiale* nel caso di superfici ad elevata rugosità è sempre maggiore che nel caso di superfici a bassa rugosità.
- All'aumentare dell'interferenza tra i due corpi la superficie a più bassa rugosità sopporta un carico per unità di lunghezza molto maggiore rispetto alla superficie a più alta rugosità con conseguente aumento marcato dell'*indice di temperatura superficiale*.

6.3.2 Metodo della temperatura massima.

Questo metodo afferma che l'innesco dello *scuffing* avvenga nell'istante in cui, in un determinato punto sulla superficie di contatto, la temperatura di contatto superi quella di *scuffing*.

In questo caso si procede in modo analogo a quanto fatto precedentemente, salvo usare i grafici relativi alla singola parabola (*figura 6.6*), anziché a tutte le parabole, per la determinazione dei valori medi relativi ai parametri di contatto. Secondo quanto riportato in *tabella 6.2*.

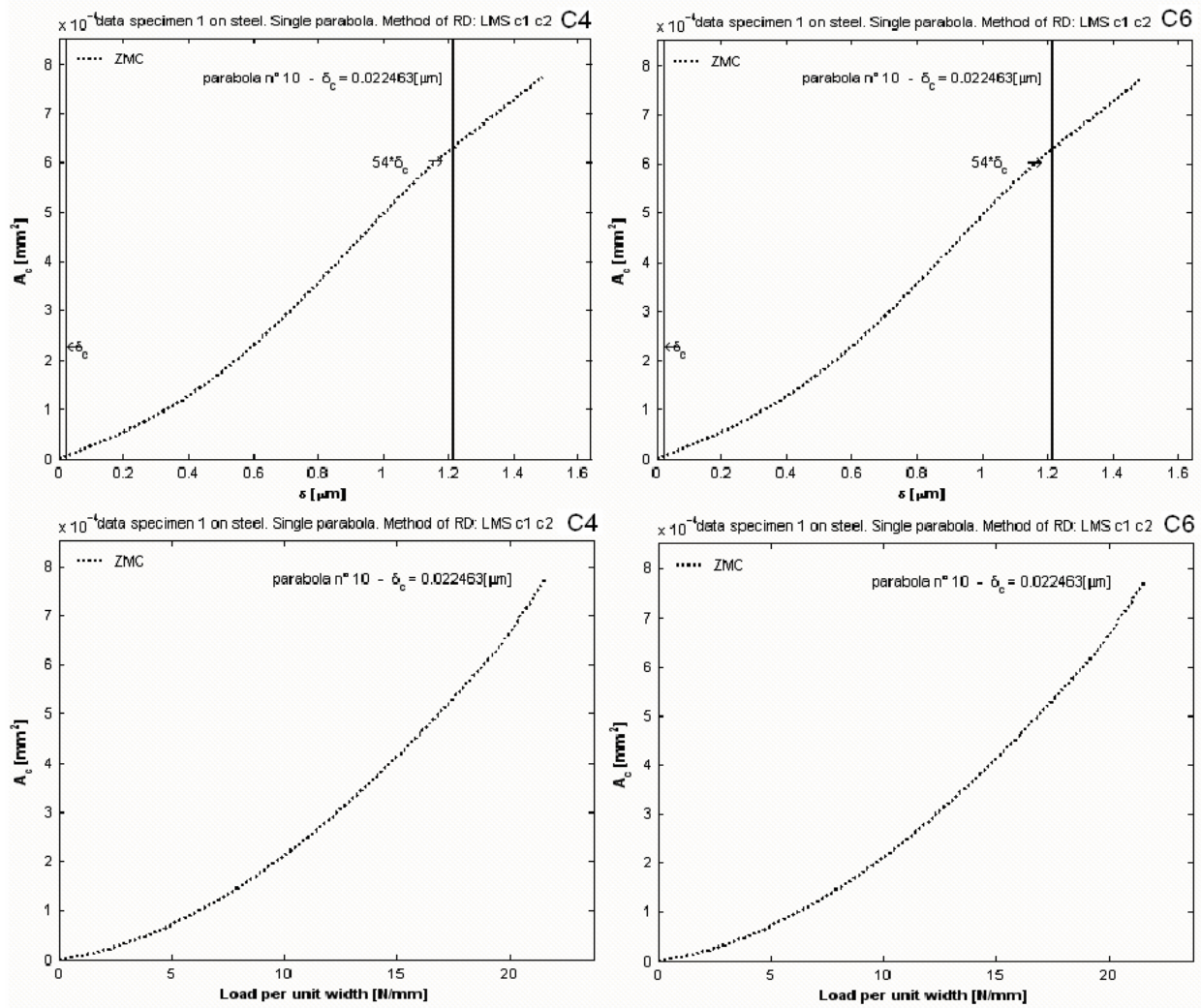


fig. 6.6 grafici relativi ai parametri di contatto dell'asperità che per prima viene a contatto.

Ottenuti tutti i dati relativi ai parametri di contatto, riferendosi all'espressione di riferimento che si utilizza per il calcolo della temperatura locale di contatto, *equazione 2.31*, possiamo calcolarci, analogamente a quanto fatto precedentemente, la temperatura locale di contatto per valutare la probabilità che si verifichi il fenomeno dello *scuffing*. Nelle *tabelle 6.7, 6.8* si riporta il quadro riassuntivo per il calcolo dell'incremento della temperatura di contatto per due valori noti dell'interferenza; si noti che, in prima approssimazione, si ammette una equazione di riferimento indipendente dal campo deformativo in cui ci troviamo.

Nel seguente esempio sono utilizzati dati numerici relativi a velocità, carichi e caratteristiche del materiale già utilizzati in fase sperimentale da *Nakanishi e Kato*.

Tabella 6.7: quadro riassuntivo per i due provini esaminati, per le singole asperità, nel caso di interferenza pari a 0.02 micrometri.

| Provino C4 | Provino C6 |
|--|--|
| $F = 0.0009\text{N}$ | $F = 0.008\text{N}$ |
| $V_{str} = 30\text{m/s}$ | $V_{str} = 30\text{m/s}$ |
| $L = 0.061$ | $L = 0.143$ |
| $\lambda = 15\text{W/m}^\circ\text{K}$ | $\lambda = 15\text{W/m}^\circ\text{K}$ |
| $\mu = 0.1$ | $\mu = 0.1$ |
| $\theta_t = 219.3^\circ\text{C}$ | $\theta_t = 460.3^\circ\text{C}$ |

Tabella 6.8: quadro riassuntivo per i due provini esaminati, per le singole asperità, nel caso di interferenza pari a 0.04 micrometri.

| Provino C4 | Provino C6 |
|--|--|
| $F = 0.0023\text{N}$ | $F = 0.019\text{N}$ |
| $V_{str} = 30\text{m/s}$ | $V_{str} = 30\text{m/s}$ |
| $L = 0.103$ | $L = 0.164$ |
| $\lambda = 15\text{W/m}^\circ\text{K}$ | $\lambda = 15\text{W/m}^\circ\text{K}$ |
| $\mu = 0.1$ | $\mu = 0.1$ |
| $\theta_t = 300.9^\circ\text{C}$ | $\theta_t = 768.5^\circ\text{C}$ |

Dall'analisi delle tabelle precedenti, considerando l'equazione di riferimento, possiamo trarre le seguenti considerazioni relative alla singola asperità che per prima viene a contatto:

- A parità di interferenza imposta la asperità di riferimento per il provino C6 sopporta un carico maggiore rispetto a quella del provino C4, così come maggiore risulta l'area di contatto: la conseguenza è una maggiore temperatura di contatto.
- Al fine di sopportare il medesimo carico, le asperità di provini a più bassa rugosità devono subire una maggiore deformazione che aumenterebbe l'area di contatto.
- A parità di carico totale complessivamente applicato le asperità a contatto nel caso di provini a più alta rugosità subiscono maggiore deformazione per un'area maggiore di contatto, con la conseguenza evidente di una maggiore temperatura raggiunta.

La conclusione a cui si arriva è che, a parità di carico applicato, per provini a minore rugosità si raggiunge una minore temperatura nella zona di contatto rispetto a provini ad alta rugosità, differenza che si rivela ancor più rilevante se consideriamo il comportamento delle singole asperità a contatto; all'aumentare dell'interferenza, invece, il carico sopportato da superfici a minore rugosità cresce più rapidamente così come l'incremento di temperatura.

In generale si può affermare che, nel caso di superfici a più bassa rugosità, il numero di asperità a contatto è maggiore ed il carico è distribuito in maniera più omogenea nella zona di contatto; nel caso di superfici ad alta rugosità, solo poche asperità sopportano il carico: esse subiranno una deformazione più rilevante quindi un incremento di temperatura maggiore rispetto a superfici a

bassa rugosità, inoltre l'alto gradiente di temperatura, che si determina, comporta una diminuzione della conducibilità stessa che comporta una minore capacità di dissipazione [Wiedemann e Franz].

Si noti che nella precedente trattazione è stata considerata un'unica equazione di riferimento per la determinazione della temperatura indipendentemente dal campo deformativo; nel capitolo seguente, invece, si adopererà una differente equazione di riferimento a seconda del campo deformativo per mettere in evidenza in che modo la ridistribuzione delle pressioni dovuta alla deformazione plastica possa influire sull'innalzamento della temperatura di contatto.

CAPITOLO 7: Temperatura flash e previsione dello scuffing.

Nell'ultimo paragrafo del precedente capitolo è stato verificato che una diversa rugosità influisce in maniera rilevante nella determinazione della temperatura di contatto; si nota che, nonostante vengano utilizzati diversi criteri di riferimento, i risultati danno le medesime indicazioni

In questo capitolo si passa ad un discorso più generalizzato in cui saranno confrontati i valori numerici ottenuti utilizzando criteri macroscopici, in cui la rugosità non è considerata, e microscopici, in cui sarà opportunamente analizzata la conformazione superficiale di picchi e valli.

7.1 Condizioni ed equazioni di riferimento.

Come accennato sarà operato un confronto tra diverse metodologie di determinazione della temperatura della zona di contatto; saranno confrontate le temperature e la potenze dissipate, in forma di calore prodotto, che vengono calcolate, al fine di valutare le condizioni ottimali da considerare per l'innesco dello scuffing.

L'esigenza di questo confronto, nasce dal fatto che un valore medio della temperatura non può essere un indicatore adeguato in quanto non ci fornisce eventuali indicazioni relative ai picchi: da attività sperimentali è noto che i contatti tra le asperità e le relative temperature che in essi si raggiungono, sebbene limitati nell'area e nel tempo, danno un alta probabilità di scuffing.

7.1.1 I modelli utilizzati.

Il confronto sarà operato tra i seguenti modelli: a livello macroscopico sarà anzitutto considerata una superficie idealmente liscia in cui il contatto di linea avviene lungo tutta la lunghezza, successivamente si considerano le superfici dei profili di C4 e C6; relativamente a questi ultimi saranno considerate le superfici di contatto e le pressioni reali che vengono facilmente estratte dai grafici in uscita dal programma *CM2*, in questa fase non sarà considerata la morfologia dei provini ovvero non terremo conto della presenza di valli e picchi.

I risultati precedenti saranno confrontati, quindi, con quelli calcolati considerando dei modelli microscopici: in questo caso si considera un profilo di un provino, si impongono le condizioni iniziali e si vanno a valutare le temperature che si raggiungono in corrispondenza delle singole asperità a contatto durante l'evoluzione del contatto; in questo caso saranno calcolati sia dei valori medi che puntuali delle temperature che saranno confrontati con i valori ricavati dai modelli macroscopici.

7.1.2 Le equazioni utilizzate.

Nel caso macroscopico l'equazione di riferimento da cui si parte è quella proposta da *Jager* e *Block*, equazione 2.10, vista precedentemente che viene riproposta:

(2.10)

$$\theta = \frac{qr\pi}{4\lambda}$$

Detta equazione, dalla quale deriva la 2.31 e utilizzata nel paragrafo 6.3.2, è caratterizzata da ipotesi di base molto importanti che bisogna tenere in considerazione quali:

- deformazione elastica durante tutto il contatto

- condizione di sorgente ferma
- assenza di ripartizione del calore tra più corpi a differente temperatura

Successivamente detta equazione venne modificata per tenere in considerazione eventuale ripartizione di calore tra più corpi ed influenza della velocità della sorgente di calore rispetto alla propagazione del calore nel corpo; l'equazione a cui si arrivò e che sarà utilizzata per la determinazione dell'incremento della temperatura è la 2.31.

Nel caso di analisi microscopica è possibile utilizzare due differenti equazioni che si riferiscono alle due condizioni deformative elastiche e plastiche; nel caso elastico l'equazione di riferimento deriva direttamente dalla precedente e con essa divide i medesimi risultati numerici; le seguenti equazioni derivano direttamente delle 2.21 e 2.22 a cui viene aggiunta l'ulteriore ipotesi di considerare la temperature di inizio contatto simili per i due corpi a contatto:

$$\theta_t = 1.533\mu \frac{(\sqrt{z-d})V_{str}E_{equ}}{(2\lambda\sqrt{1.2344+L})\sqrt{R}} \quad (7.1)$$

mentre per quanto riguarda il caso plastico l'equazione di riferimento è la seguente:

$$\theta_t = 2\mu \frac{rHV_{str}}{(2\lambda\sqrt{1.2733-L})\sqrt{\pi}} \quad (7.2)$$

Si noti che i valori relativi alle caratteristiche termiche sono considerati costanti, il valore del *numero di pecllet*, L , è calcolato per tutte le equazioni alla stessa maniera secondo le modalità riportate a pag. 21 ; inoltre la condizione di riferimento è il contatto di linea.

7.2 Fase analitica e risultati ottenuti.

7.2.1 Risultati ottenuti dalle analisi macroscopiche.

Come già descritto nella prefazione del capitolo 7 si parte dall'analisi di una superficie idealmente liscia di lunghezza pari a 2,74mm (lunghezza simile alla rilevazione dei provini al rugosimetro); l'analisi consiste nell'imporre, in due tempi, due diversi carichi per unità di spessore valutare la lunghezza di contatto quindi calcolare il calore globalmente prodotto a causa della dispersione di potenza dovuta all'attrito; successivamente si calcola l'intensità di potenza dissipata ed il *numero di pecllet* in modo da ottenere i dati numerici relativi alla temperatura.

Successivamente si sono considerati due profili dei provini C4 e C6, per entrambi si è eseguita una simulazione attraverso l'uso del programma CM2, da cui è stato possibile ricavarsi i valori di interferenza e lunghezza di contatto che si ottengono in corrispondenza dei valori di carico per unità di spessore imposti, si noti che in questo caso si è prescisso dalla topografia superficiale.

Obiettivo di questa analisi è valutare come, a parità di calore globalmente prodotto per unità di linea e temperatura media, variano le intensità di potenza dissipate, per attrito, a seconda delle superfici di contatto; si è quindi partito con l'imporre dei parametri di partenza simili per tutte e tre le superfici considerate: provino idealmente liscio, C4 e C6 in maniera da rispettare le precedenti ipotesi; si ottiene, pertanto:

- primo caso: forza per unità di linea pari a 2N/mm;
coefficiente di attrito costante e pari a 0,1;
velocità di strisciamento pari a 10m/s
- secondo caso: forza per unità di linea pari a 2N/mm;
coefficiente di attrito costante e pari a 0,1;
velocità di strisciamento pari a 10m/s;

Per tutti i casi considerati, si pongono costanti i valori di λ e ρ , mentre il valore del numero di Peclet, L , è calcolato secondo la

Chiaramente ai fini del calcolo dell'intensità di potenza dissipata, o intensità di calore, è importante capire quali debbano essere le superfici, nel nostro caso linee, di contatto da considerare per calcolare il valore dell'intensità di calore q ; mentre per il caso di provino liscio larghezza della area di contatto è esattamente pari all'intera larghezza del contatto, per i provini C4 e C6 è necessario considerare la superficie reale di contatto, calcolabile attraverso le simulazioni con il programma CM2 e rappresentata graficamente in *figura 7.1* come il tratto di linea dato dall'intersezione tra le parabole e la linea che si riferisce al valore di intersezione raggiunto per quel dato carico:

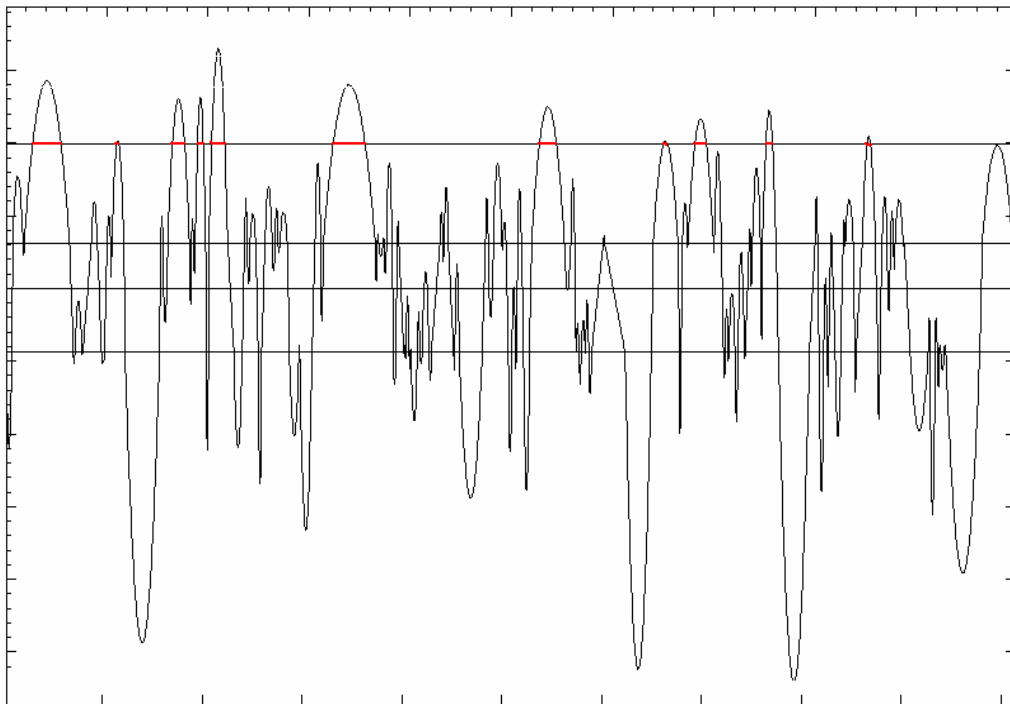


fig. 7.1 determinazione grafica della lunghezza di contatto da tenere in considerazione per la determinazione dell'intensità di calore; in rosso la lunghezza di contatto per un generico profilo.

Nella *tabella 7.1*, *7.2* e *7.3* sono riportati tutti i risultati numerici ottenuti dalle precedenti analisi, attraverso l'applicazione in due tempi di un carico per unità di spessore rispettivamente di 2N/mm, 10N/mm e 50N/mm; sarà utilizzato un valore costante del coefficiente di attrito pari a 0,1 mentre la

velocità di strisciamento sarà assunta pari a 10m/s ; il calore generato, e la relativa intensità di potenza, sono descritte rispettivamente dalla seguente equazioni:

$$Q = FV_{str}\mu \quad (7.3)$$

$$q = Q / \sum 2a_i \quad (7.4)$$

mentre l'espressione utilizzata per il calcolo della temperatura media globale di contatto è la 2.10.

Tabella 7.1: Risultati numerici relativi all'applicazione sui tre provini campione secondo l'analisi macroscopica con imposizione di un carico per unità di spessore pari a 2N/mm .

| PROVINO | Raggio di contatto | Intensità di potenza |
|---------|--------------------|------------------------|
| LISCIO | 0,0220 mm | 0,73 W/mm ² |
| C4 | 0,0126 mm | 62,1 W/mm ² |
| C6 | 0,0028 mm | 181 W/mm ² |

Temperatura calcolata pari a 52°C

Tabella 7.2: Risultati numerici relativi all'applicazione sui tre provini campione secondo l'analisi macroscopica con imposizione di un carico per unità di spessore pari a 10N/mm .

| PROVINO | Raggio di contatto | Intensità di potenza |
|---------|--------------------|------------------------|
| LISCIO | 0,049 mm | 3,51 W/mm ² |
| C4 | 0,019 mm | 192 W/mm ² |
| C6 | 0,014 mm | 357 W/mm ² |

Temperatura calcolata pari a 219°C

Tabella 7.3: Risultati numerici relativi all'applicazione sui tre provini campione secondo l'analisi macroscopica con imposizione di un carico per unità di spessore pari a 50N/mm .

| PROVINO | Raggio di contatto | Intensità di potenza |
|---------|--------------------|-------------------------|
| LISCIO | 0,110 mm | 17,5 W/mm ² |
| C4 | 0,047 mm | 531,9 W/mm ² |
| C6 | 0,027 mm | 924 W/mm ² |

Temperatura calcolata pari a 917°C

Dai risultati ottenuti dalla precedente analisi, raccolti nelle tabelle, è possibile notare che se ci si limita ad una indagine macroscopica la temperatura media della zona di contatto risulta assolutamente indipendente dalla morfologia superficiale ovvero dalla presenza di picchi che comportano un'area di contatto limitata.

In particolare se si tiene in considerazione l'espressione della quantità di calore generata a causa della dissipazione di potenza dovuta all'attrito si nota l'assoluta indipendenza di questi dai meccanismi di contatto.

Tuttavia se si valuta il valore dell'intensità di potenza generata, quantità di calore per unità di superficie, si nota un incremento estremamente rilevante di questi al diminuire dell'area reale di contatto; indice del fatto che la concentrazione del calore prodotto è limitato ad aree piccole.

7.2.2 Risultati ottenuti dalle analisi microscopiche.

Obiettivo di questa analisi è calcolare la temperatura di contatto per le singole parabole dei provini analizzati al fine di avere un quadro completo della distribuzione delle temperature raggiunte sull'intera zona di contatto.

Si parte anzitutto con l'imporre determinati carichi per unità di lunghezza, successivamente si sceglie un profilo, nel nostro caso uno per *C4* ed uno per *C6*, si eseguono le simulazioni mediante l'uso del programma *CM2*, si valuta l'interferenza a cui corrispondono i carichi applicati e si analizzano le diverse parabole che vanno a contatto (*figura 7.3, 7.4*); per ogni parabola si esegue un'analisi numerica che ci permette di valutare le temperature raggiunte.

Si noti che rispetto alla precedente analisi, in questo caso, dal programma conosciamo i valori di interferenza per cui è noto il punto di passaggio dalla deformazione elastica a quella plastica, quindi il campo di utilizzo delle equazioni 7.1, 7.2.

Analogamente a quanto visto in precedenza le condizioni operative imposte sono le medesime di *paragrafo 7.2.1*, tuttavia sussiste una sostanziale differenza: al contrario del caso precedente infatti sussistono le condizioni per cui si entra in campo plastico, questo comporta la necessità di utilizzare un diverso valore del coefficiente di attrito.

In particolare, in condizioni di deformazione elastica il coefficiente di attrito sarà considerato costante e pari a 0.1; al verificarsi della deformazione plastica, invece, non può considerarsi più costante; tuttavia data l'assenza in letteratura di equazioni di riferimento che possano far dipendere il coefficiente di attrito dalla deformazione plastica, sarà utilizzato il grafico di *figura 7.2* come riferimento per il calcolo quantitativo del coefficiente di attrito: il seguente grafico si riferisce a delle prove sperimentali ottenute, attraverso l'utilizzo di un torsionometro, tra due dischi a contatto.

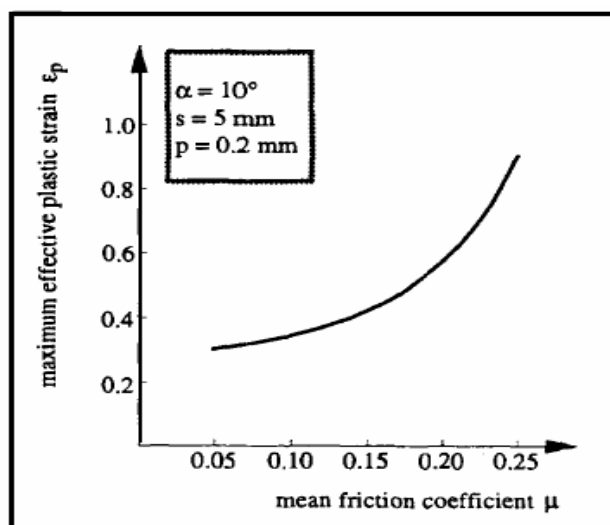


fig. 7.2 relazione tra il coefficiente di attrito e la deformazione plastica .[Trib. Int. Vo. 29 N. 7]

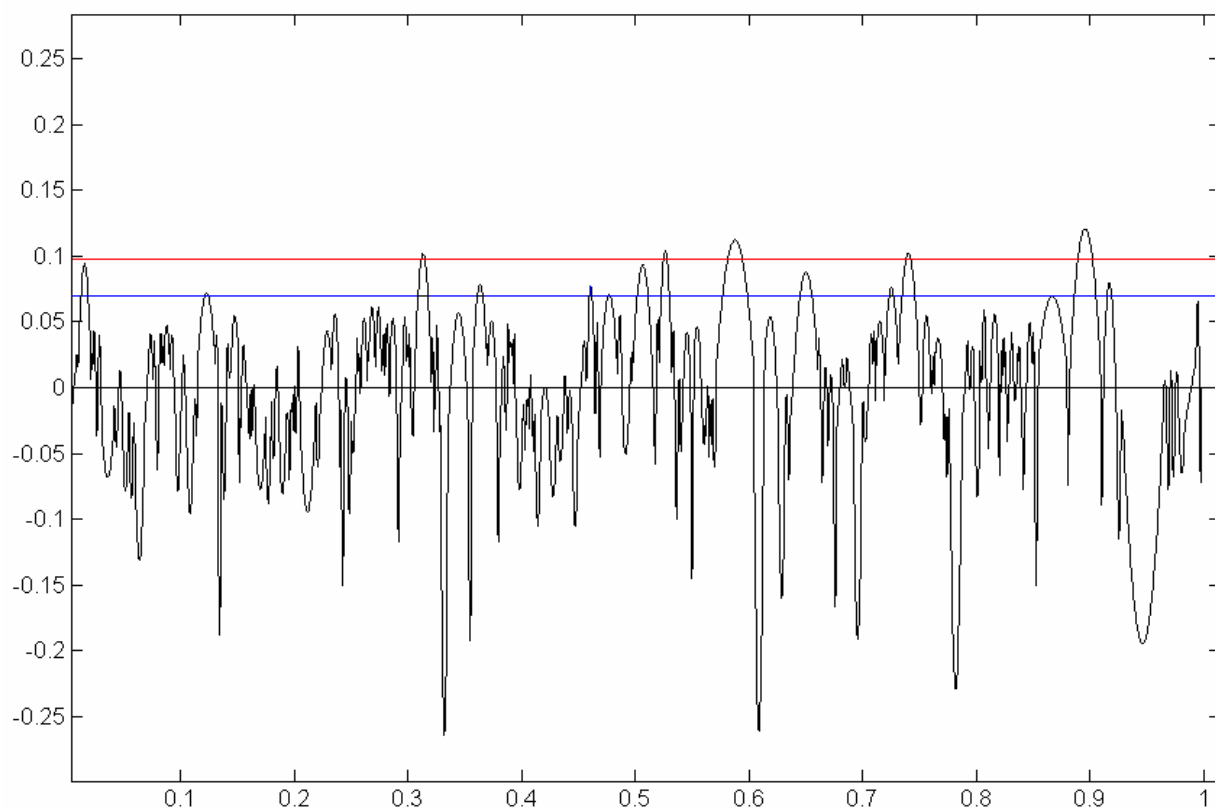


fig. 7.3 valutazione del contatto tra le asperità per valori differenti di interferenza corrispondenti rispettivamente al un carico imposto di 2N/mm (linea rossa) e 10N/mm (linea blu) per il provino C4

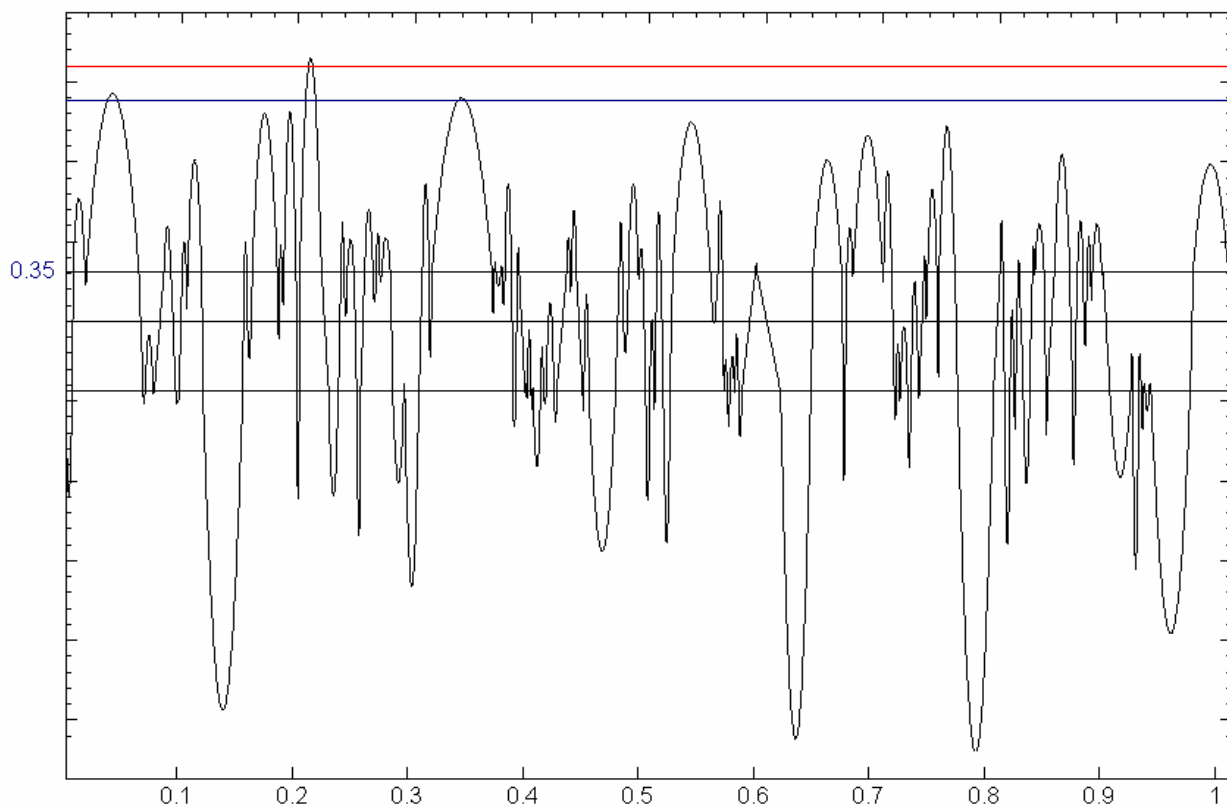


fig. 7.4 valutazione del contatto tra le asperità per valori differenti di interferenza corrispondenti rispettivamente al un carico imposto di 2N/mm (linea rossa) e 10N/mm (linea blu) per il provino C6

Sulla base delle precedenti analisi eseguite si riportano qui di seguito i risultati numerici, tabelle 7.4, 7.5, 7.6 e 7.7 relative ai profili di C4 e C6 in entrambe le condizioni di carico imposto di 2 e 10 N/mm.

Tabella 7.4 analisi numerica dei parametri di contatto ottenuti imponendo un carico di 2N/mm sul profilo alto in corrispondenza della prime tripletta del provino C4

| ASPERITA' | Diametro di contatto | Interferenza | Carico sopportato | Incremento di T° |
|-----------|----------------------|-----------------------|-------------------|------------------|
| P1 | 0,0029 mm | 0,00535 μm | 0,00103 N | 63,4 °C |
| P2 | 0,0022 mm | 0,0075 μm | 0,00058 N | 33,1 °C |
| P3 | 0,0080 mm | 0,0151 μm | 0,00782 N | 103,5 °C |
| P4 | 0,0029 mm | 0,0064 μm | 0,00103 N | 56,1 °C |
| P5 | 0,0081 mm | 0,0441 μm | 0,00783 N | 189,1 °C |

- media aritmetica dell'incremento delle temperature calcolate: 69.4 °C
- media ponderata all'area di contatto dell'incremento delle temperature: 90.65 °C
- intensità di potenza dissipata: 15.18 W / mm^2

Tabella 7.5 analisi numerica dei parametri di contatto ottenuti imponendo un carico di 10N/mm sul profilo alto in corrispondenza della prime tripletta del provino C4.

| ASPERITA' | Diametro di contatto | Interferenza | Carico sopportato | Incremento di T° |
|-----------|----------------------|-----------------------|-------------------|------------------|
| P1 | 0,0044 mm | 0,025 μm | 0,00173 N | 63,4 °C |
| P2 | 0,0066 mm | 0,033 μm | 0,0085 N | 91 °C |
| P3 | 0,0035 mm | 0,0093 μm | 0,0026 N | 56 °C |
| P4 | 0,0065 mm | 0,0083 μm | 0,0085 N | 48 °C |
| P5 | 0,0064 mm | 0,0241 μm | 0,0083 N | 85 °C |
| P6 | 0,0050 mm | 0,0323 μm | 0,0049 N | 66,8 °C |
| P7 | 0,0134 mm | 0,04305 μm | 0,0380 N | 199,2 °C |
| P8 | 0,0070 mm | 0,019 μm | 0,0105 N | 115 °C |

| | | | | |
|------------|-----------|-----------------------|-----------|---------|
| P9 | 0,0021 mm | 0,00735 μm | 0,00095 N | 64 °C |
| P10 | 0,0070 mm | 0,0315 μm | 0,0106 N | 97,5 °C |
| P11 | 0,0112 mm | 0,0504 μm | 0,0172 N | 174 °C |
| P12 | 0,0028 mm | 0,0095 μm | 0,0017 N | 68,3 °C |

- media aritmetica dell'incremento delle temperature calcolate: 94.6 °C
- media ponderata all'area di contatto dell'incremento delle temperature: 146 °C
- intensità di potenza dissipata: 45.83 W / mm^2

Tabella 7.6 analisi numerica dei parametri di contatto ottenuti imponendo un carico di 2N/mm sul profilo alto in corrispondenza della prime tripletta del provino C6.

| ASPERITA' | Diametro di contatto | Interferenza | Carico sopportato | Incremento di T° |
|------------------|-----------------------------|---------------------|--------------------------|-------------------------|
| P1 | 0,005 mm | 0,076 μm | 0,029 N | 149,1 °C |

- Intensità di potenza dissipata: 43.32 W / mm^2

Tabella 7.7 analisi numerica dei parametri di contatto ottenuti imponendo un carico di 10N/mm sul profilo alto in corrispondenza della prime tripletta del provino C6.

| ASPERITA' | Diametro di contatto | Interferenza | Carico sopportato | Incremento di T° |
|------------------|-----------------------------|----------------------|--------------------------|-------------------------|
| P1 | 0,004 mm | 0,0583 μm | 0,0316 N | 104 °C |
| P2 | 0,0064 mm | 0,288 μm | 0,044 N | 221 °C |
| P3 | 0,003 mm | 0,0291 μm | 0,0196 N | 91,3 °C |

- media aritmetica dell'incremento delle temperature calcolate: 138,6 °C
- media ponderata all'area di contatto dell'incremento delle temperature: 173,6 °C
- intensità di potenza dissipata: 141.2 W / mm^2

7.2.3 Confronto tra i risultati.

Partendo dalla semplice analisi numerica riassunta nelle precedenti tabelle è possibile notare che, nell'analisi macrogeometrica, nel caso di contatto su una superficie idealmente liscia i valori di intensità di potenza perduta sottoforma di calore sono notevolmente inferiori rispetto al caso in cui consideriamo la reale area di contatto; chiaramente, dovendo essere simile la quantità di calore prodotto globalmente, la intensità di calore è maggiore quanto minore è l'area di contatto, sebbene dall'analisi macroscopica la temperatura raggiunta risulta indipendente dall'area di contatto.

Passando ai risultati ottenuti dall'analisi microscopica, attraverso una valutazione del contatto delle singole asperità, è possibile notare che al crescere della rugosità il numero di asperità a contatto per una data interferenza è più basso; nel caso di più alta rugosità ogni singola asperità ha un'area di contatto maggiore rispetto ad una bassa rugosità, tuttavia dato il numero notevolmente maggiore di asperità a contatto se ne deduce un'area complessiva di contatto maggiore al diminuire della rugosità.

Le conseguenze si traducono, per il provino ad alta rugosità, in temperature maggiori, presso le asperità a contatto, e maggiori intensità di calore generate sebbene la quantità di calore complessivamente prodotta sia notevolmente minore a causa della minore area di contatto.

Passando ad operare un confronto tra le due tipologie di analisi possiamo dedurre che nel caso di analisi microscopica sia il valore di temperatura che di intensità di calore prodotto, quindi di calore complessivamente generato, sono minori di quelli ricavati operando un'analisi macroscopica.

Questo risultato non dovrebbe affatto sorprendere in quanto i parametri di riferimento dell'analisi microscopica, che vengono confrontati, sono dei valori medi che difficilmente rispecchiano il valore di picco di temperatura che, anche se limitato nel tempo e nello spazio, può essere causa di scuffing, per cui sarebbe più opportuno operare un confronto tra i valori massimi raggiunti.

Limitando le verifiche ad un confronto tra le temperature massime raggiunte nell'analisi macro e microscopica notiamo che i valori ricavabili in questo ultimo caso sono mediamente minori: le differenze numeriche sono sicuramente da ricondurre al diverso algoritmo di definizione della temperatura nei due casi; infatti mentre nell'analisi macroscopica l'equazione di riferimento è unica e si riferisce ad un andamento elastico della deformazione, nel secondo caso ad ogni tipo di deformazione è associata una equazione diversa; in particolare la presenza del fenomeno di plasticizzazione, con il meccanismo di redistribuzione delle pressioni, determina un diverso comportamento del materiale che comporta una differenza nel calcolo delle temperature di contatto.

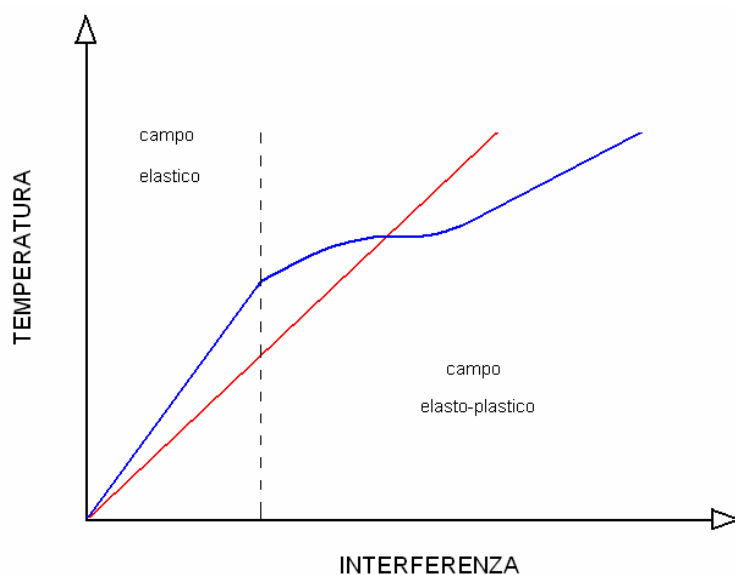


fig. 7.4 andamento qualitativo della temperatura con l'interferenza; in rosso è riportato l'andamento per il caso macroscopico che rimane sempre in campo elastico, in blu l'andamento della temperatura media nel caso microscopico per cui distinguiamo due zone di deformazione.

In *figura 7.4* si riporta l'andamento delle temperature col procedere dell'accostamento secondo le due diverse tipologie di analisi eseguite: in rosso è riportato l'andamento delle temperature calcolate nel caso macroscopico; come già accennato notiamo che queste seguono un'unica legge di riferimento indipendentemente dal campo deformativo.

In blu è riportato l'andamento della temperatura ricavato a partire dalle analisi microscopiche precedenti, a differenza dell'andamento precedente di temperatura, notiamo che la linearità è persa non appena si entra nel campo elasto-plastico; dopo un tratto, l'andamento tende a ritornare lineare al crescere della componente di deformazione plastica ma con inclinazione differente rispetto al caso precedente.

In definitiva risulta di fondamentale importanza eseguire una analisi numerica dei microcontatti per la previsione dello scuffing, in quanto, solo attraverso detta analisi è possibile valutare il reale andamento delle deformazioni ovvero la reale evoluzione della meccanica del contatto quindi le temperature che si verificano; tuttavia ci sono delle limitazioni riguardanti questo metodo che si traducono in una sottostima della potenza dissipata sottoforma di calore rispetto ai dati sperimentali presenti in letteratura.

Altra nota importante da sottolineare è l'assenza, in bibliografia, di un'equazione che ci possa permettere di calcolare con precisione la temperatura nell'intervallo deformativo elasto-plastico, e che ha comportato non pochi problemi: si è dovuto pertanto procedere con il calcolo di diversi valori al variare dell'interferenza per arrivare ad ottenere un 'andamento qualitativo come riportato in *figura 7.4*.

7.3 Utilizzo di modelli teorici.

Dalla precedente analisi si è visto in che modo la presenza di asperità a differenti altezze possa comportare notevoli discrepanze tra i valori medi di temperatura raggiunti e quelli puntuali calcolati per la singola parabola.

Risulta pertanto necessario implementare una procedura che ci permetta, attraverso l'uso di modelli teorici, di individuare in che modo l'analisi delle singole asperità si discosti da quella macroscopica che non tiene affatto conto della presenza di una superficie non idealmente liscia.

Il modello teorico che si è scelto per rappresentare la nuova procedura di analisi è un'onda sinusoidale di frequenza pari a 15Hz e ampiezza di 0.2 μm in maniera da essere simile ai provini da noi precedentemente analizzati (*figura 7.5*):

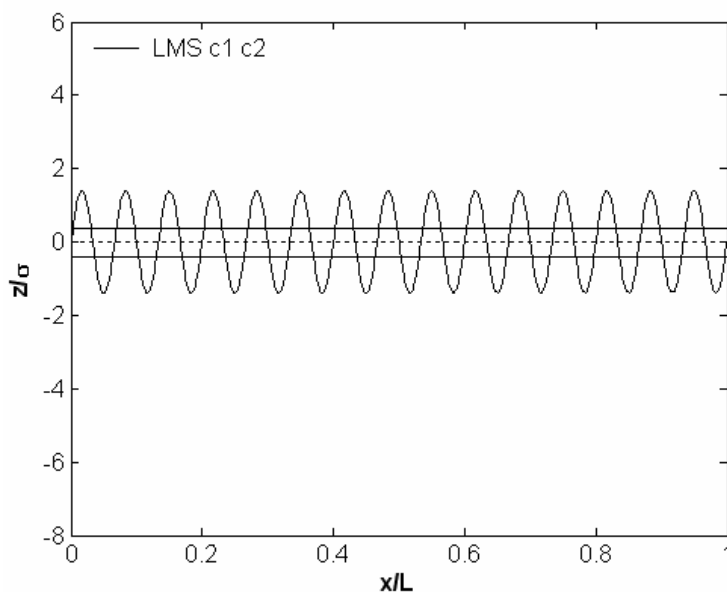


fig. 7.5 modello sinusoidale utilizzato.

Tabella 7.8 : caratteristiche topologiche del profilo utilizzato.

| | |
|-----------------------------------|-----------------|
| >>> profile: | |
| total length: | 1001 [micron] |
| total number of points: | 1001 |
| spacing (between two points): | 1.001 [micron] |
| arithmetic average roughness, Ra: | 0.127 [micron] |
| root mean squared roughness, Rq: | 0.141 [micron] |
| maximum profile peak height, Rp: | 0.200 [micron] |
| maximum profile valley depth, Rv: | -0.200 [micron] |
| >>> material: | |
| Young's modulus [MPa]: | 206000 |
| Poisson's ratio: | 0.30 |
| Hardness (SI units) [MPa]: | 687.0 |

La procedura è consistita nel partire con l'applicazione di un generico carico su un provino che rispecchiasse la medesima geometria di quelli realmente analizzati in precedenza; a partire da queste condizioni, lasciando inalterati i valori delle costanti (V , F , λ , ρ) già usate in precedenza, si è calcolato l'incremento di temperatura medio che si ottiene sulla superficie ideale di contatto; l'espressione utilizzata è l'equazione 2.10.

Successivamente si è passato all'analisi microscopica il cui fine, come precedentemente espresso, è quello di permettere il calcolo dell'incremento della temperatura di contatto per le singole asperità; il primo passo è consistito nel dividere la semilarghezza di contatto in cinque intervalli uguali e valutare, attraverso la teoria hertziana, l'andamento delle pressioni su tutta l'area di contatto; conoscendo l'andamento delle pressioni e del posizionamento dei profili da analizzare, esattamente all'inizio di ognuno degli intervalli scelti, è stato possibile calcolare il valore del carico per unità di lunghezza che agisce sui cinque profili: si noti che i profili sono del tutto simili tra loro, ciò che cambia è il carico per unità di spessore che agisce.

Saranno calcolati, così, cinque valori differenti di temperatura che saranno confrontati con il valore numerico estratto nel caso di contatto macroscopico, si noti che, in questo caso, i valori della quantità di calore globalmente sviluppata sono simili nei due casi.

7.3.1 Risultati numerici

Si parte anzitutto dal calcolo della temperatura nel caso di contatto macroscopico: si impone che il carico a cui è soggetto il provino sia di $10N$, la larghezza del disco è di $2.8mm$ mentre il raggio del disco è pari a $25mm$ per cui il carico per unità, w , di spessore è pari a $3.572N/mm$; si rammenta che la velocità di strisciamento è assunta pari a $10m/s$ e la conducibilità termica pari a $30 W/mK$

Si procede a calcolare la semilarghezza di contatto, la formula utilizzata è la seguente:

$$b_s = \sqrt{\frac{8wR}{E_{eq}\pi}} \quad (7.5)$$

da cui si calcola un valore pari a $0.044mm$. Essendo il calore generato dato dalla seguente formula $Q = FV_{str}\mu$, è possibile calcolarsi l'intensità di calore prodotta come $q = Q/bl$, essendo b ed l rispettivamente la larghezza e la lunghezza della zona di contatto teorica, da cui otteniamo un valore di intensità di potenza pari a $81,7W/mm^2$; sulla base dei precedenti dati, considerando che il passaggio da deformazione elastica a plastica si ha per un valore di interferenza di $0.021 \mu m$, possiamo considerare l'intera zona di analisi in campo plastico per cui l'equazione che sarà

utilizzata sarà l'equazione 7.2 che ci consente di realizzare un valore medio di temperatura sull'intera area di contatto pari a 188,2 °C.

A questo punto si procede all'analisi microscopica del contatto del profilo sinusoidale; come già illustrato precedentemente si calcola l'andamento della pressione, secondo la teoria hertziana, attraverso l'imposizione di un carico esterno che grava sulla superficie di contatto, ottenuta dalla simulazione mediante il programma CM2; sempre a partire dai grafici ottenuti è possibile estrarre i valori relativi alla lunghezza di contatto per i singoli profili al fine di ottenere i valori di forza per unità di spessore.

Essendo la semilarghezza di contatto, dalla teoria hertziana, pari a 0,044mm i profili scelti distano tra loro 0.0088mm; e possibile quindi valutare la pressione e la forza per unità di spessore, come riportato in tabella 7.9:

Tabella 7.9: carico per unità di linea gravante sui cinque profili di riferimento.

| PROFILO | Distanza dal punto di max. pressione | Carico per unità di spessore |
|---------|--------------------------------------|------------------------------|
| PF1 | 0 mm | 142,24 N/mm |
| PF2 | 0,0088 mm | 139,32 N/mm |
| PF3 | 0,0176 mm | 130,43 N/mm |
| PF4 | 0,0264 mm | 113,74 N/mm |
| PF5 | 0,0352 mm | 51,18 N/mm |

Arriviamo, pertanto a definire l'incremento di temperatura che si registra indistintamente presso tutte le parabole rappresentanti le asperità, essendo tutte uguali tra loro; i dati riassuntivi sono riportati in tabella 7.10 dove arriviamo a calcolare una temperatura media di 198°C:

Tabella 7.10: andamento dei diversi parametri di contatto in relazione al profilo di riferimento.

| PROFILO | Interferenza | Diametro di contatto per parabola | Temperatura raggiunta |
|---------|--------------|-----------------------------------|-----------------------|
| PF1 | 0,141 µm | 0,00981 mm | 253 °C |
| PF2 | 0,140 µm | 0,00977 mm | 247 °C |
| PF3 | 0,130µm | 0,00942 mm | 213,7°C |
| PF4 | 0,1083 µm | 0,00855 mm | 181,4 °C |
| PF5 | 0,0383 µm | 0,00507 mm | 94,8 °C |

7.3.2 Confronto tra modelli teorici.

Si vuole, adesso, valutare in che modo una variazione dei parametri caratteristici del profilo possa influenzare la determinazione della temperatura nel caso di utilizzo di profili teorici, analogamente a quanto fatto precedentemente con i profili reali.

In particolare partendo dal precedente profilo si agisce variando il valore dell'ampiezza e, successivamente, della frequenza: nelle *figure 7.6 e 7.7* e nelle tabelle associate *7.11 e 7.12* si riportano i grafici e le caratteristiche dei provini utilizzati; si precisa che le equazioni ed i valori delle costanti sono i medesimi calcolati nel precedente *paragrafo 7.3.1*.

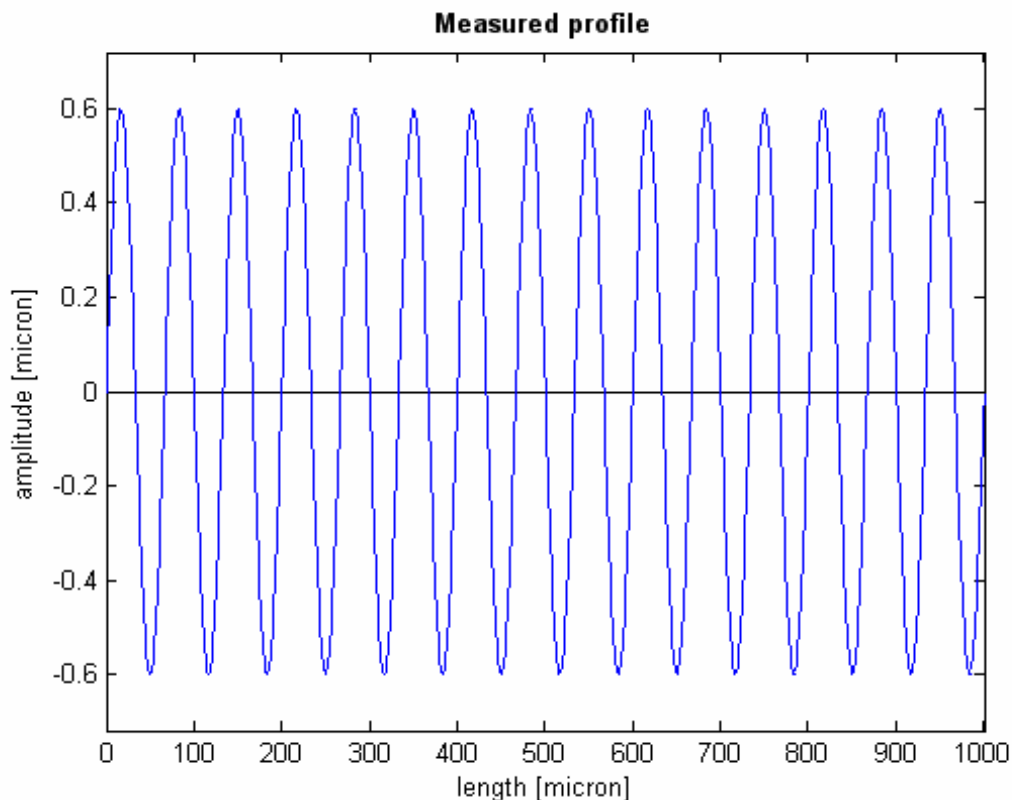


fig. 7.6 modello sinusoidale ad ampiezza di $0,6\ \mu\text{m}$ e frequenza pari a 15 Hz

Tabella 7.11 caratteristiche superficiali per il profilo di figura 7.6

```
>>> profile:
total length:                1001 [micron]
total number of points:      1001
spacing (between two points): 1.001 [micron]
arithmetic average roughness, Ra: 0.382 [micron]
root mean squared roughness, Rq: 0.424 [micron]
maximum profile peak height, Rp: 0.600 [micron]
maximum profile valley depth, Rv: -0.600 [micron]
>>> material:
Young's modulus [MPa]:       206000
Poisson's ratio:              0.30
Hardness (SI units) [MPa]:    687.0
```

Tabella 7.12: andamento dei diversi parametri di contatto in relazione al profilo di figura 7.6.

| PROFILO | Interferenza | Diametro di contatto per parabola | Temperatura raggiunta |
|---------|----------------------|-----------------------------------|-----------------------|
| PF1 | 0,187 μm | 0,0075 mm | 205,2 °C |
| PF2 | 0,1823 μm | 0,00762 mm | 191,5 °C |
| PF3 | 0,1647 μm | 0,00721 mm | 164,2°C |
| PF4 | 0,1491 μm | 0,00657 mm | 146,4 °C |
| PF5 | 0,054 μm | 0,00353 mm | 80,4 °C |

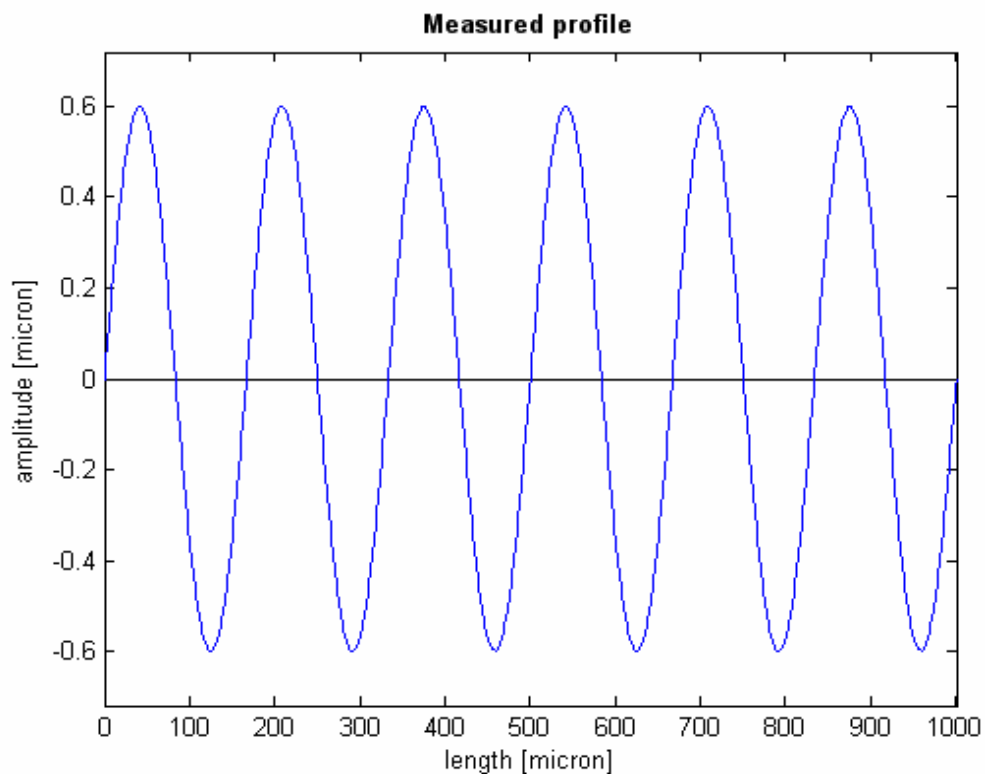


fig. 7.7 modello sinusoidale ad ampiezza di 0,6 μm e frequenza pari a 6 Hz

Tabella 7.13 caratteristiche superficiali per il profilo di figura 7.7

```

>>> profile:
total length:                1001 [micron]
total number of points:      1001
spacing (between two points): 1.001 [micron]
arithmetic average roughness, Ra: 0.382 [micron]
root mean squared roughness, Rq: 0.424 [micron]
maximum profile peak height, Rp: 0.600 [micron]
maximum profile valley depth, Rv: -0.600 [micron]
Young's modulus [MPa]:       206000
Poisson's ratio:              0.30
Hardness (SI units) [MPa]:   687.0

```

Tabella 7.14: andamento dei diversi parametri di contatto in relazione al profilo di di figura 7.7.

| PROFILO | Interferenza | Diametro di contatto per parabola | Temperatura raggiunta |
|---------|---------------------|-----------------------------------|-----------------------|
| PF1 | 0,382 μm | 0,0236 mm | 516,5 °C |
| PF2 | 0,373 μm | 0,02342 mm | 508 °C |
| PF3 | 0,347 μm | 0,02235 mm | 485,5°C |
| PF4 | 0,290 μm | 0,0203 mm | 429 °C |
| PF5 | 0,102 μm | 0,0118 mm | 244,25 °C |

Il risultato finale della nostra analisi si traduce in un andamento delle temperature simile a quello dei carichi per unità di linea, quindi delle pressioni (*figure 7.8, 7.9, 7.10*); chiaramente rispetto al caso macroscopico notiamo un andamento che presenta dei picchi piuttosto alti di cui inevitabilmente bisogna tenere conto se l'intenzione è quello di prevedere lo *scuffing*.

Nonostante ci siano delle discrepanze, si nota che, attraverso l'uso di un modello teorico in cui tutte le asperità si trovano nello stesso campo deformativo, le indicazioni che si riescono ad estrarre operando con diversi modelli non ci danno le differenze rilevanti che si sono riscontrate nel caso di utilizzo dei profili reali ricavati sperimentalmente.

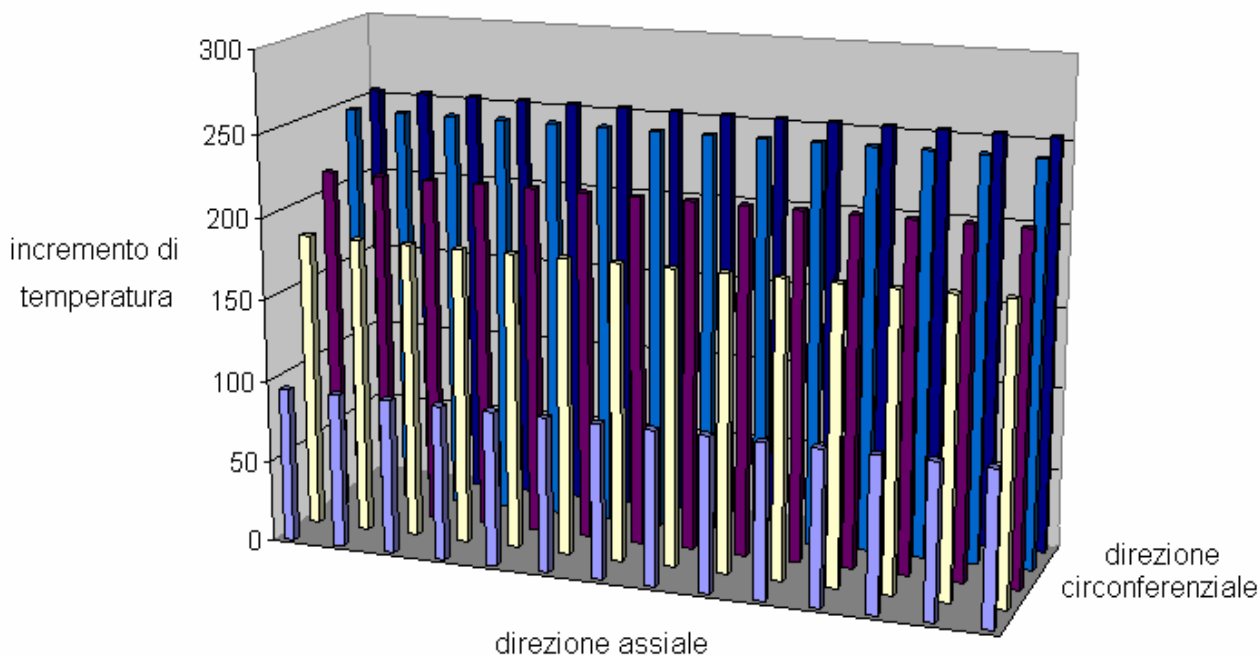


fig. 7.8 incremento delle temperature per ogni singola parabola analizzata sulla semi-larghezza di contatto per il profilo analizzato in figura 7.5

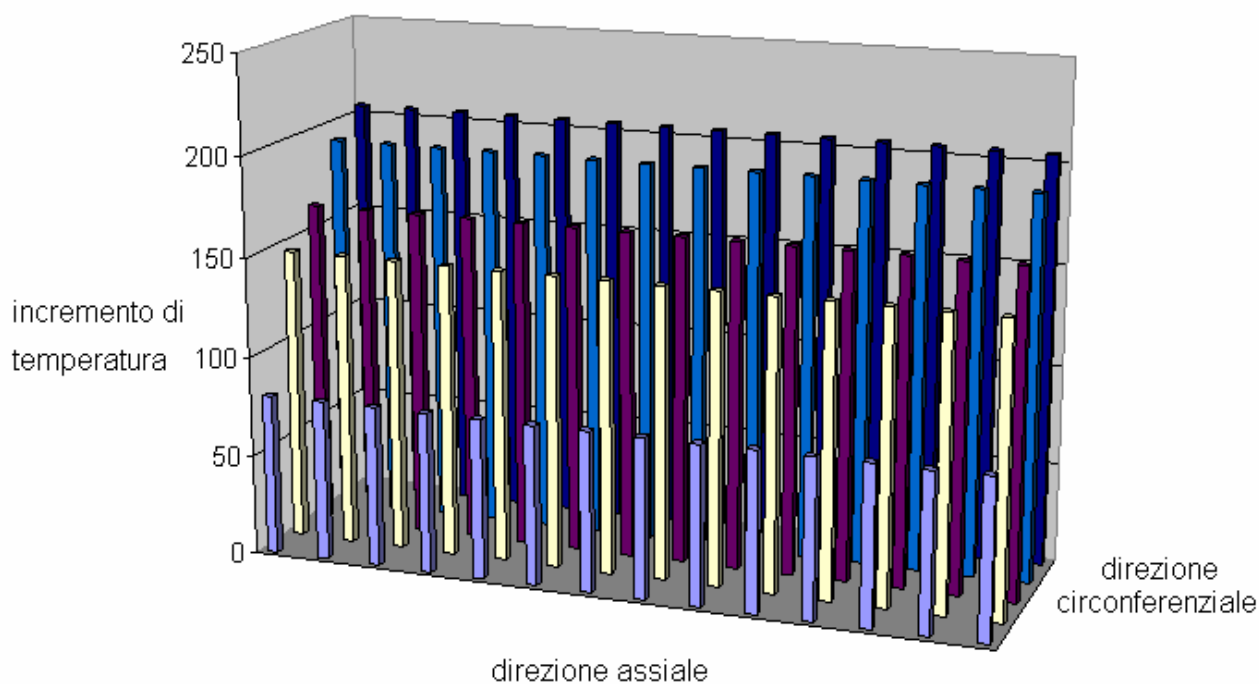


fig. 7.9 incremento delle temperature per ogni singola parabola analizzata sulla semi-larghezza di contatto per il profilo analizzato in figura 7.6

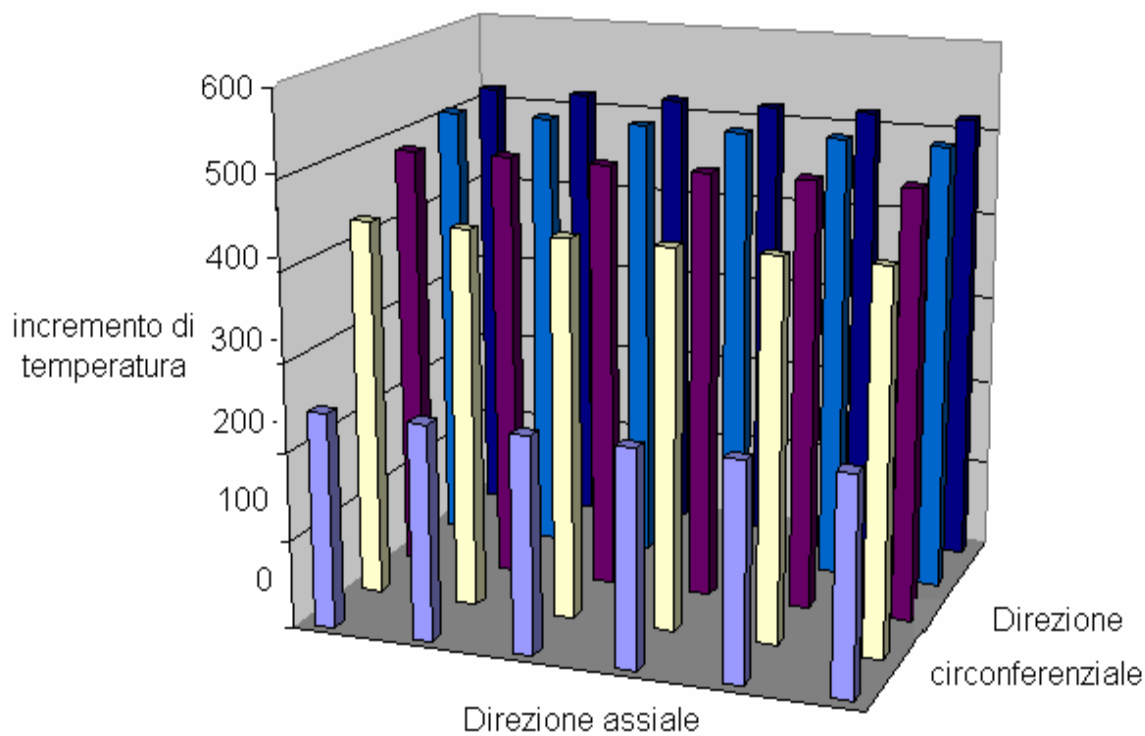


fig. 7.10 incremento delle temperature per ogni singola parabola analizzata sulla semi-larghezza di contatto per il profilo analizzato in figura 7.7

La conclusione a cui si arriva è che in un profilo reale, a causa della distribuzione delle asperità tra loro diverse, il valore medio può differire in maniera troppo considerevole rispetto al modello utilizzato per l'indagine macroscopica; il problema deriva da eventuali picchi presenti di cui non si può tenere conto se non con una analisi accurata per singola asperità, e dal fatto che, nell'indagine macroscopica non si tiene affatto conto della differente evoluzione del contatto, relativamente al campo deformativo in cui ci si trova: risulta pertanto, fondamentale, un'analisi dettagliata microgeometrica al fine di avere un quadro che rispecchi al meglio la reale evoluzione del contatto quindi il reale rischio di *scuffing*.

Risulta, inoltre, estremamente rilevante l'influenza di un diverso valore di ampiezza e frequenza delle asperità: quest'ultima rappresenta in pratica il numero di asperità a contatto contemporaneamente; in particolare si nota che per la medesima frequenza imposta un aumento delle ampiezza comporta una diminuzione delle temperature di contatto per il medesimo carico gravante: è evidente che la conformazione delle asperità, in questo caso, comporta la nascita di deformazione plastica per valori di interferenza, e carichi, minori; questo permette una percentuale di plasticizzazione maggiore per un dato carico quindi minori temperature.

Chiaramente una diminuzione della frequenza ha come effetto una minore area di contatto complessiva che sorregge il medesimo carico: ogni parabola è soggetta ad un carico maggiore rispetto agli altri casi per cui maggiore è la deformazione e maggiore è l'area di contatto, che nel caso plastico è proporzionale, appunto, all'incremento della temperatura di contatto.

CAPITOLO 8: Conclusioni.

Il fenomeno dello *scuffing* è una delle peggiori forme di usura adesiva che si possono verificare durante il contatto tra due corpi in condizioni di lubrificazione limite o mista; è un fenomeno che si può rivelare anche solo dopo poche migliaia di cicli e senza preavviso, è di tipo distruttivo per cui nel momento in cui si verifica si innescano dei fenomeni irreversibili.

Esso dipende da vari fattori: velocità, carico, tipo di lubrificazione, caratteristiche superficiali, ecc., tutti fattori che comportano una dissipazione di potenza attraverso fenomeni di attrito; il risultato è un innalzamento della temperatura nella zona di contatto, innescando le microsaldature che sono alla base del fenomeno.

Nel presente lavoro si valuta in che modo la rugosità superficiale possa influire sulla determinazione della temperatura di contatto ed influenzare, quindi, la probabilità di *scuffing*; in particolare saranno affrontati sia problemi relativi al confronto tra differenti criteri di determinazione della temperatura di contatto, sia problemi inerenti alle modalità di rappresentazione dell'evoluzione dei microcontatti tra le asperità superficiali.

La prima fase del lavoro è consistita in un'analisi sperimentale in cui, operando con il rugosimetro, si è operata una rilevazione ed un successivo esame dei dati appresi su alcuni profili con diversa rugosità utilizzati per la nostra indagine; in questa fase sono state elaborate tecniche di investigazione per la caratterizzazione completa della rugosità superficiale con elaborazioni grafiche e numeriche, mediante l'uso del software *hommel-werke*.

A partire dai profili ricavati nella precedente analisi si è proceduto con l'importazione degli stessi in ambiente *Matlab*; attraverso delle istruzioni che forniscono tutte le caratteristiche del provino, si è proceduto ad un'analisi della meccanica del contatto attraverso uno studio dell'evoluzione dei parametri durante l'accostamento tra due corpi; in questa fase si è rivelato di fondamentale importanza l'uso di un programma, denominato *CM2*, sviluppato ad hoc in ambiente *Matlab*: il programma, già sviluppato in precedenza e modificato opportunamente per soddisfare specifiche esigenze, attraverso degli algoritmi di riferimento relativi alla approssimazione parabolica e ai modelli di contatto, consente di fornire dei grafici che permettono di valutare la variazione dei parametri di contatto durante l'accostamento tra le superfici; a partire da questi grafici è stato possibile estrarre dei valori numerici caratteristici che sono stati tabellati.

Il passo successivo è consistito nell'implementare un criterio che ci consentisse di calcolare il valore della temperatura di contatto, a partire dai valori estratti dai grafici relativi alle simulazioni; per far ciò si è anzitutto proceduto nel ricercare, in letteratura, delle equazioni di riferimento che consentissero di calcolare la temperatura di contatto durante l'accostamento; in particolare, sulla base delle diverse ricerche sviluppate da numerosi autori, sono state ricavate due interessanti teorie a cui sono associate delle equazioni di riferimento per il calcolo della temperatura di contatto: la prima afferma che le condizioni necessarie per l'innescò dello *scuffing* si verificano quando in un generico punto dell'area di contatto venga raggiunto un dato valore di temperatura massima; la seconda afferma che la condizione necessaria per innescare il fenomeno sia il raggiungimento di una data temperatura media nella zona di contatto.

Tenendo in considerazione le due teorie di riferimento di cui sopra, si è operato un controllo incrociato su due provini con rugosità differente: il lavoro è consistito nel valutare, per valori di interferenza fissati, i valori di temperatura nella zona di contatto, utilizzando, in due tempi, le due diverse teorie sopraesposte: sulla base dei risultati ottenuti si arriva alla conclusione che nel caso di superfici a bassa rugosità l'applicazione del carico si distribuisce in maniera più omogenea che nel caso di alta rugosità; questo comporta, nel caso di bassa rugosità una minore deformazione delle asperità, minore carico sopportato per singola asperità, quindi minore temperatura nella zona di contatto.

Minore temperatura della zona di contatto implica minore probabilità di *scuffing*: a parità di altre condizioni operative, si può affermare che, una più bassa rugosità superficiale risulta senz'altro un requisito determinante per limitare l'innescò dello *scuffing*.

Sulla base delle precedenti analisi, appurato che la rugosità influenza il valore della temperatura di contatto, si è, infine, proceduto ad operare un confronto tra il modello macroscopico che non tiene conto della reale conformazione topografica della superficie e i modelli microscopici, in cui, la determinazione della temperatura viene fatta a partire dall'analisi dei microcontatti tra le asperità.

Il confronto è stato operato tra un profilo di un provino idealmente liscio ed i profili dei provini analizzati per le indagini al rugosimetro; i risultati ottenuti dimostrano che per bassi valori di deformazione i valori ottenuti secondo i due diversi modelli utilizzati sono molto simili; tuttavia, all'aumentare del carico applicato, con il progredire della deformazione che comporta innesco di fenomeni di plasticizzazione, i risultati iniziano a divergere in maniera maggiore quanto maggiore è la deformazione sia a livello puntuale che mediato.

Successivamente, sulla base dei precedenti risultati, si è proceduto ad operare un'ulteriore analisi in cui venivano utilizzati, nell'analisi microscopica, dei modelli teorici in maniera da garantire una omogeneità di deformazione tra le diverse asperità, caratterizzate da simile caratteristiche topologiche: il risultato è un andamento dei valori medi calcolati che differisce poco dal valore macroscopico calcolato sebbene localmente si assiste alla presenza di picchi di temperatura ben superiori al valore medio che dovrebbero essere tenuti in considerazione nel caso in cui si voglia operare una previsione circa l'innesco dello *scuffing*.

In conclusione si può affermare che il semplice calcolo della temperatura di contatto mediante analisi macrogeometriche non permette di ottenere un quadro completo relativo al reale rischio di innesco di *scuffing*; persino l'utilizzo di un valore medio ottenuto impiegando i valori puntuali calcolati sulle singole asperità risulta essere fuorviante per cui risulta fondamentale, per eseguire un'analisi dettagliata, valutare la temperatura massima raggiunta in prossimità delle asperità che per prime vengono a contatto in quanto, solo attraverso questa analisi, si può tenere in considerazione la reale evoluzione del contatto, con passaggio dal campo elastico a plastico, e delle condizioni più critiche da considerare per prevenire lo *scuffing*.

Tuttavia rimangono alcuni problematiche in sospeso: anzitutto sarebbe opportuno avere a disposizione dati sperimentali con cui confrontare direttamente i dati numerici calcolati per stabilire la bontà dei metodi di calcolo adottati; successivamente sarebbe di grande interesse focalizzare l'attenzione sulla zona di transizione elasto-plastica e dedurre un'equazione che possa calcolare direttamente la temperatura in detta zona.

Nondimeno sarebbe necessario operare successivi sviluppi che possano riguardare ambiti molto ampi quali: interfaccia del programma *CM2* con programmi *FEM* per lo studio dell'evoluzione delle deformazioni delle asperità; correlazione delle equazioni e teorie esposte sinora con programmi per il calcolo delle pressioni che si verificano durante il contatto; introduzione di nuovi aspetti non trattati quali influenza dell'olio lubrificante o utilizzo di materiali differenti.

APPENDICE 1: Sequenze comandi Matlab

1.1 Definizione del metodo approssimativo LMS C1-C2.

```
function [niul,E1,H,X,RUG,parabola,L_peak,K1_peak,csi_peak,Lpeak,S_peak,c1,c2] =  
least_mean_squares_c1_c2(data_x,data_z,niul,E1,H);  
x=data_x';  
per=30; %percent  
rug=data_z;  
%calculate of the ADF function  
resolution=500; %number of function points  
maxr=max(rug);  
minr=min(rug);  
temp=maxr;  
dis=length(rug);  
increment=(maxr-minr)/resolution;  
adf=zeros(resolution+1,1);  
j=1;  
while temp>0  
    for i=1:dis  
        if rug(i)>temp  
            adf(j)=adf(j)+1;  
        end  
    end  
    j=j+1;  
    temp=temp-increment;  
end;  
while temp>minr  
    for i=1:dis  
        if rug(i)<temp  
            adf(j)=adf(j)+1;  
        end  
    end  
    j=j+1;  
    temp=temp-increment;  
end;  
A=sum(adf)*increment; %area of the adf  
%normalizing adf  
for i=1:resolution+1;  
    adf_n(i)=adf(i)/A;  
end  
[w,z]=max(adf_n);  
for k=1:z;  
    adf_n(k)=adf(k)/A;  
end  
%calculate the height c1  
Ate=per/100;  
c1=maxr; ctemp=0;k=1;  
while ctemp<Ate  
    ctemp=ctemp+adf_n(k)*increment;  
    c1=c1-increment;  
    k=k+1;  
end  
%calculate the height c2  
g=1:i-z;  
c2=minr; ctemp=0; g=length(adf_n);  
while ctemp<Ate  
    ctemp=ctemp+adf_n(g)*increment;  
    c2=c2+increment;  
    g=g-1;  
end
```

```

end
%definition of a vector L_peak (peaks), obtained considering the cross with the
reference line:
n=length(x);
k=1;
i=1;
while i<=n-1
    if ((rug(i)<=c1)&(rug(i+1)>c1));
        j=i+1;
        while ((rug(j)>=c1)&(j+1<n))
            if rug(j+1)<c1
                Lpeak(k,1)=x(i)+(c1-rug(i))*((x(i+1)-x(i))/(rug(i+1)-rug(i)));
                Lpeak(k,2)=x(j)+(c1-rug(j))*((x(j+1)-x(j))/(rug(j+1)-rug(j)));
                L_peak(k)=Lpeak(k,2)-Lpeak(k,1);
                k=k+1;
            end
            j=j+1;
        end
        i=j-1;%il primo punto di data_z che è negativo ha indice j+1 ma siccome
poi faccio i=i+1 allora pongo i=j
    end
    i=i+1;
end
%definition of a vector L_valley (valleys), obtained considering the cross with
the reference line:
k=1;
i=1;
while i<n-1
    if ((rug(i)>=c2)&(rug(i+1)<c2)); %c2 è negativo
        j=i+1;
        while ((rug(j)<=c2)&(j+1<n))
            if rug(j+1)>c2
                Lvalley(k,1)=x(i)+(c2-rug(i))*((x(i+1)-x(i))/(rug(i+1)-rug(i)));
                Lvalley(k,2)=x(j)+(c2-rug(j))*((x(j+1)-x(j))/(rug(j+1)-rug(j)));
                L_valley(k)=Lvalley(k,2)-Lvalley(k,1);
                k=k+1;
            end
            j=j+1;
        end
        i=j-1;
    end
    i=i+1;
end
%create one vector with the x positions of the all crossings with the
%references lines
for i=1:(length(L_peak))
    Lp(i+length(L_peak))=Lpeak(i,2);
    Lp(i)=Lpeak(i,1);
end
for i=1:(length(L_valley))
    Lv(i)=Lvalley(i,1);
    Lv(i+length(L_valley))=Lvalley(i,2);
end
%vector X that contain all x positions (positions of rough points and the
%crossings)
X=[];
X=[x';Lp';Lv'];
X=unique(X);
X=sort(X);
%create one new vector RUG with the same length that X
RUG=[];
for i=1:length(X)
    for j=1:length(x)
        if X(i)==x(j)

```

```

        RUG(i)=rug(j);
    end
end
end
for i=1:length(Lpeak)
    temp1=find(X==Lpeak(i,1));
    temp2=find(X==Lpeak(i,2));
    RUG(temp1)=c1;
    RUG(temp2)=c1;
end
for i=1:length(Lvalley)
    temp1=find(X==Lvalley(i,1));
    RUG(temp1)=c2;
    temp2=find(X==Lvalley(i,2));
    RUG(temp2)=c2;
end
a=zeros(length(L_peak),1);
for i=1:length(L_peak)
    x0=Lpeak(i,1);
    x1=Lpeak(i,2);
    k=0;an=0; ad=0;an1=0;
    for j=(find(X==x0)+1):(find(X==x1)-1)
        an=an+(X(j)^2-(x0+x1)*X(j)+x0*x1)*RUG(j);
        an1=an1+(X(j)^2-(x0+x1)*X(j)+x0*x1)*c1;
        ad=ad+((X(j))^2-(x0+x1)*X(j)+x0*x1)^2;
    end
    a(i)=(an-an1)/ad;
end
parabola_fit=zeros(1,length(X));
parabola_peak_fit=zeros(1,length(X));
for i=1:length(L_peak)
    j=find(X==(Lpeak(i,1)));
    while X(j)<=Lpeak(i,2)
        parabola_fit(j)=a(i)*(X(j))^2-
(Lpeak(i,1)+Lpeak(i,2))*a(i)*X(j)+c1+a(i)*(Lpeak(i,1)*Lpeak(i,2));
        parabola_peak_fit(j)=parabola_fit(j);
        j=j+1;
    end
    csi_peak(i)=a(i)*(Lpeak(i,1)+(L_peak(i)/2))^2-
(Lpeak(i,1)+Lpeak(i,2))*a(i)*(Lpeak(i,1)+(L_peak(i)/2))+c1+a(i)*(Lpeak(i,1)*Lpeak(i,2));
end
parabola_valley_fit=zeros(1,length(X));
av=zeros(length(L_valley),1);
for i=1:length(L_valley)
    x0=Lvalley(i,1);
    x1=Lvalley(i,2);
    k=0;an=0; ad=0;an1=0;
    for j=(find(X==x0)+1):(find(X==x1)-1)
        an=an+(X(j)^2-(x0+x1)*X(j)+x0*x1)*RUG(j);
        an1=an1+(X(j)^2-(x0+x1)*X(j)+x0*x1)*c2;
        ad=ad+((X(j))^2-(x0+x1)*X(j)+x0*x1)^2;
    end
    av(i)=(an-an1)/ad; %coefficient 'a' for the valleys parabolas fitting
end
for i=1:length(L_valley)
    j=find(X==(Lvalley(i,1)));
    while X(j)<=Lvalley(i,2)
        parabola_fit(j)=av(i)*(X(j))^2-
(Lvalley(i,1)+Lvalley(i,2))*av(i)*X(j)+c2+av(i)*(Lvalley(i,1)*Lvalley(i,2));
        parabola_valley_fit(j)=parabola_fit(j);
        j=j+1;
    end
end
end

```

```

for i=1:length(parabola_fit)
    if parabola_fit(i)==0
        parabola_fit_RUG(i)=RUG(i);
    end
end
for i=1:length(L_peak)-1

kk=1;
vero=0;
while and(vero==0, kk<=length(L_valley))
    if and(Lvalley(kk,1)>=Lpeak(i,2), Lvalley(kk,2)<=Lpeak(i+1,1))
        vero=1;
    end
    kk=kk+1;
    vero;
end
if vero==0 %cioè se tra due parabole peak non è presente una parabola valley
    allora ne creo una con LMS
    x0=Lpeak(i,2);
    x1=Lpeak(i+1,1);
    k=0; an=0; ad=0;
    for j=(find(X==x0)+1):(find(X==x1)-1)
        an=an+(X(j)^2-(x0+x1)*X(j)+x0*x1)*(RUG(j)-c1); %aggiunta di -c1
        ad=ad+((X(j))^2-(x0+x1)*X(j)+x0*x1)^2;
    end
    j=find(X==(Lpeak(i,2)))+1;
    while X(j)<Lpeak(i+1,1)
        parabola_fit_(j)=aa(i)*(X(j))^2-
(Lpeak(i,2)+Lpeak(i+1,1))*aa(i)*X(j)+c1+aa(i)*(Lpeak(i,2)*Lpeak(i+1,1));
        parabola_peak_fit_(j)=parabola_fit_(j);
        %X(j)
        j=j+1;
    end
for i=1:length(L_valley)-1
    kk=1;
    vero=0;
    while and(vero==0, kk<=length(L_peak))
        if and(Lpeak(kk,1)>=Lvalley(i,2), Lpeak(kk,2)<=Lvalley(i+1,1))
            vero=1;
        end
        kk=kk+1;
        vero;
    end
    x0=Lvalley(i,2);
    x1=Lvalley(i+1,1);
    k=0; an=0; ad=0;
    for j=(find(X==x0)+1):(find(X==x1)-1)
        an=an+(X(j)^2-(x0+x1)*X(j)+x0*x1)*(RUG(j)-c2); %aggiunta +c2 che è
negativo
        ad=ad+((X(j))^2-(x0+x1)*X(j)+x0*x1)^2;
    end
    aav(i)=an/ad;
    j=find(X==(Lvalley(i,2)))+1;
    while X(j)<Lvalley(i+1,1)
        parabola_fit_(j)=aav(i)*(X(j))^2(Lvalley(i,2)+Lvalley(i+1,1))*aav(i)*X(j)+c2+aav
(i)*(Lvalley(i,2)*Lvalley(i+1,1));

        parabola_valley_fit_(j)=parabola_fit_(j);
        j=j+1;
    end
end
parabola_new=parabola_fit+parabola_peak_fit_+parabola_valley_fit_;
for i=1:length(L_peak)
    parabola_new(find(X==Lpeak(i,1)))=c1;

```

```

        parabola_new(find(X==Lpeak(i,2)))=c1;
end
for i=1:length(L_valley)
    parabola_new(find(X==Lvalley(i,1)))=c2;
    parabola_new(find(X==Lvalley(i,2)))=c2;
end
X_0=find(parabola_new==0)';
X_c1=find(parabola_new==c1)';
X_c2=find(parabola_new==c2)';
parabola_raccordo_c2_c1=zeros(1,length(X));
parabola_raccordo_c1_c2=zeros(1,length(X));
if parabola_new(length(X))==0
    if X(X_c2(length(X_c2)))>X(X_c1(length(X_c1))) % cioè se parabola_new
finisce con c2 e poi zeri
        %accorcio X_c2
        X_c2(length(X_c2),:)=[];
    else
        X_c1(length(X_c1),:)=[];
    end
end
i=1;
for i=1:length(X_c2) %trovo i pti =0 compresi tra un c2 ed un c1
    if parabola_new(X_c2(i)+1)==0
        j=X_c2(i)+2;
        while parabola_new(j)~=c1
            j=j+1;
        end
        % j è il valore dell'indice a cui si trova c1..pertanto
        for k=X_c2(i)+1:j-1
            parabola_raccordo_c2_c1(k)=(X(k)-X(X_c2(i)))*(c1-c2)/(X(j)-
X(X_c2(i)))+c2;
        end
    end
end
end
%Similmente per i tratti rettilinei da c1 e c2
i=1;
for i=1:length(X_c1) %trovo i pti =0 compresi tra un c1 ed un c2
    if parabola_new(X_c1(i)+1)==0
        j=X_c1(i)+2;
        while parabola_new(j)~=c2
            j=j+1;
        end
        for k=X_c1(i)+1:j-1
            parabola_raccordo_c1_c2(k)=-(X(k)-X(X_c1(i)))*(c1-c2)/(X(j)-
X(X_c1(i)))+c1;
        end
    end
end
end
parabola_old=parabola_fit+parabola_fit_RUG;
parabola=parabola_new+parabola_raccordo_c2_c1+parabola_raccordo_c1_c2;
%Curvature of the asperities (k(x)=2*a) and the coordinate point of the maximum
for i=1:length(L_peak)
    K1_peak(i)=abs(2*a(i));
end
fprintf('Least mean squares c1 e c2 method. Weights: c1=%3.3f [micron];

```

1.2 Definizione del modello di contatto ZMC.

```
function contact_models_1;
clear;
clc;
close all;
disp(' ')
disp(' *** Contact Models vs. 1.0.0 *** ')
disp(' ')
% -VVV- CHOSEN OF THE SPECIMEN DATA -VVV-
disp(' ')
disp('MEASURED PROFILE AND DATA MATERIAL OF THE SPECIMEN')
disp(' ')
variabile_keep_profile=0;
while variabile_keep_profile==0
    data_x=[];
    data_z=[];
    E1=[];
    H=[];
    niul=[];
    reale=[];
disp(' ');
disp('>>> Please specify what kind of input you want to use:');
disp(' 2 - to enter a new specimen data');
disp(' 3 - to use sine wave data');
disp(' 4 - to use a amplitude modulation sine wave data')
    reply0 = input('>>> [2]: ','s');
    while
        (and(and(and(reply0~='2',reply0~='3'),reply0~='4'),reply0~=isempty(reply0)));
        reply0 = input('>>> enter a digit from 2 till 4! [2]: ','s');
        end
        if isempty(reply0)==1
            reply0='2';
        end
        if length(reply0)>=2
            reply0=reply0(1:(length(reply0)-1))
        end
        reply0;
    if reply0=='2'
        fid=0;
        while fid < 1
            file_data_specimen=input(' enter the filename.mat: ','s');
            [fid,message] = fopen(file_data_specimen, 'r');
            if fid == -1
                %disp(message) funzionava con il matlab r14
                disp('no such file or directory exists!')
            end
        end
        data_specimen=sprintf('%s',file_data_specimen(1:length(file_data_specimen)-4));
        load(file_data_specimen);
    end %if reply0=='1'
    if reply0=='3'
        modello_sinusoidale;
    end
    if reply0=='4'
        modello_sinusoidale_modulazione_ampiezza;
    end
    data_z(2,1)=0;
    ans=size(data_x);
    x0=ans(1,1);
    data_z(x0-1,1)=0;
```

```

reale(1,1)=mean(abs(data_z));
reale(2,1)=std(data_z);
reale(3,1)=max(data_z);
reale(4,1)=min(data_z);
reale(5,1)=skewness(data_z);
reale(6,1)=kurtosis(data_z);
disp(' ');
disp(' *** Data of the entered profile');
disp(' ');
disp('>>> profile:');
fprintf(' total length:                %3.0f
[micron]\n',(data_x(2)-data_x(1))*(length(data_z)-1));
fprintf(' total number of points:        %3.0f\n',length(data_z))
fprintf(' spacing (between two points):   %3.3f [micron]\n',data_x(2)-
data_x(1));
fprintf(' arithmetic average roughness, Ra:    %3.3f [micron]\n',reale(1,1));
fprintf(' root mean squared roughness, Rq:    %3.3f [micron]\n',reale(2,1));
fprintf(' maximum profile peak height, Rp:    %3.3f [micron]\n',reale(3,1));
fprintf(' maximum profile valley depth, Rv:    %3.3f [micron]\n',reale(4,1));
fprintf(' skewness, Rsk:                      %3.3f\n',reale(5,1));
fprintf(' kurtosis, Rku:                      %3.3f\n',reale(6,1));
disp('>>> material:');
fprintf(' Young's modulus [MPa]:                %6.0f\n',E1);
fprintf(' Poisson's ratio:                        %1.2f\n',nu1);
fprintf(' Hardness (SI units) [MPa]:              %6.1f\n',H);
disp(' ');
disp('??? Please use one of the following options:');
disp(' 0 - to keep the profile');
disp(' 1 - to change profile');
disp(' 2 - to plot the profile');
reply2 = input('>>> [0]: ','s');
while
(and(and(and(reply2~='0',reply2~='1'),reply2~='2'),reply2~=isempty(reply2)));
reply2 = input('>>> enter a digit from 0 till 2! [0]: ','s');
end
if isempty(reply2)==1
reply2='0';
end
if length(reply2)>=2 %cosicché se digito un numero : la prima cifra è 1< e
<5 allora prendo solo la prima cifra
reply2=reply2(1:(length(reply2)-1))
end
reply2;
if reply2=='0'
variabile_keep_profile=1;
end
if reply2=='1'
variabile_keep_profile=0;
end
if reply2=='2'
figure
set(0,'DefaultAxesColorOrder',[0 0 0; 0 0 1]);
plot(data_x,zeros(1,length(data_x)),data_x,data_z);
legend('Mean plane','Measured profile');
title('Measured profile','FontWeight','bold','FontSize',10);
xlabel('length [micron]','FontSize',10);
ylabel('amplitude [micron]','FontSize',10);
axis([0,(data_x(2)-data_x(1))*(length(data_z)-1) ,reale(4,1)*1.2,
reale(3,1)*1.2]);
disp(' ');
disp(' press any key to continue (the figure will be closed anyway)');
pause; % close;
disp(' ');
reply3 = input('??? Do you want to continue or restart? C/R [C]: ','s');

```



```

        while
and(and(and(reply3~='C',reply3~='c'),reply3~='R'),reply3~='r'),reply3~=isempty(reply3));
        reply3 = input('enter C or R! [C]: ','s');
        end
        if or(reply3=='R',reply3=='r');
        variabile_keep_profile=0;
        else
        variabile_keep_profile=1;
        end
end % while variabile_keep_profile==0
% -VVV- ROUGHNESS DESCRIPTION METHOD -VVV-
disp(' ');
disp(' ');
disp(' METHOD OF ROUGHNESS DESCRIPTION');
disp(' ');
[niul,E1,H,X,RUG,parabola_LMSa,L_peak,K1_peak_LMSa,csi_peak_LMSa,Lpeak,S_peak] =
least_mean_squares_a(data_x,data_z,niul,E1,H);
[niul,E1,H,X_LMSclc2,RUG_LMSclc2,parabola_LMSclc2,L_peak_LMSclc2,K1_peak_LMSclc2,
csi_peak_LMSclc2,Lpeak_LMSclc2,S_peak_LMSclc2,c1,c2] =
least_mean_squares_cl_c2(data_x,data_z,niul,E1,H);
if data_z(2,1)>c1/2
    data_z(2,1)=c1;
end
if data_z(2,1)<-c2/2
    data_z(2,1)=-c2;
end
if data_z(2,1)<c1/2 & data_z(2,1)>-c2/2
    data_z(2,1)=0;
end
ans=size(data_x);
x0=ans(1,1);
if data_z(x0-1,1)>c1/2
    data_z(x0-1,1)=c1;
end
if data_z(x0-1,1)<-c2/2
    data_z(x0-1,1)=-c2;
end
if data_z(x0-1,1)<c1/2 & data_z(x0-1,1)>-c2/2
    data_z(x0-1,1)=0;
end
%definizione di alcune grandezze per il plot adimensionalizzato:
sigma=std(data_z);
X_per100=X/X(length(X));
X_LMSclc2_per100=X_LMSclc2/X_LMSclc2(length(X_LMSclc2));
RUG_su_sigma=RUG/sigma;
RUG_LMSclc2_su_sigma=RUG_LMSclc2/sigma;
LMSclc2_su_sigma=parabola_LMSclc2/sigma;
figure(2) %singleplot con il metodo Lms c1,c2;
i=2; % deve esserlo stesso numero della figura
%set(i,'DefaultAxesColorOrder',[0 0 0; 0 0 1; 0 0 1; 0 0 1]);
set(i,'DefaultAxesFontSize',12);
set(i,'color','white');
set(gca,'XminorTick','on');
set(gca,'YminorTick','on');
subplot(1,1,1);
plot(X_LMSclc2_per100,parabola_LMSclc2/sigma,'Color',[0 0 0],'LineWidth',1);
hold on
plot(X_LMSclc2_per100,c1/sigma*ones(1,length(X_LMSclc2)),'k','LineWidth',1);
hold on
plot(X_LMSclc2_per100,c2/sigma*ones(1,length(X_LMSclc2)),'k','LineWidth',1);
hold on
plot(X_LMSclc2_per100,zeros(1,length(X_LMSclc2)),':','Color',[0,0,0],'LineWidth',1);

```

```

xlabel('x/L','FontSize',12,'FontWeight','Bold');
ylabel('z/\sigma','FontSize',12,'FontWeight','Bold');
axis([0,1,-8,6]);
legend('LMS c1 c2',2);
legend('boxoff')
%h=text(1,c1/sigma,'\leftarrow ','FontSize',18)
h=text(0.1,-7,['c1= ',num2str(c1),' [\mum]] ','FontSize',12);
%h=text(1,c2/sigma,'\leftarrow ','FontSize',18)
h=text(0.6,-7,['c2= ',num2str(c1),' [\mum]] ','FontSize',12);
%rectangle('pos',get(h,'Extent'))
get(h,'VerticalAlignment');
%h=text(1,c1/sigma,'\leftarrow ','FontSize',18)
h=text(1.01,c1/sigma,'c1/\sigma','FontSize',18);
%h=text(1,c2/sigma,'\leftarrow ','FontSize',18)
h=text(1.01,c2/sigma,'c2/\sigma','FontSize',18);
%rectangle('pos',get(h,'Extent'))
get(h,'VerticalAlignment');
end if or(reply4=='y',reply4=='y');
% -VVV- CONTACT MECHANICS -VVV-
%disp('??? scelta altro materiale
disp(' ');
disp(' Please specify the second material:')
disp(' 0 - glass');
disp(' 1 - steel');
disp(' 2 - other (*)');
disp(' (*) you have to enter the material data: E, ni and H [MPa]');
reply5 = input('>>> [0]: ','s');
while
(and(and(and(reply5~='0',reply5~='1'),reply5~='2'),reply5~=isempty(reply5)));
reply5 = input('>>> enter a digit from 0 till 2! [0]: ','s');
end
if isempty(reply5)==1
reply5='0';
end
if reply5=='0'
material2='glass'; % mi serve per chiamare il file output.mat
%parametri materiale 2
E2=1e6; %MPa (Glass)
niu2=0.2;
end
if reply5=='1'
%parametri materiale 2
E2=208e3; %MPa (Steel)
niu2=0.28;
material2='steel'; % mi serve per chiamare il file output.mat
end
if reply5=='2'
%parametri materiale 2
E2=input('Enter E [MPa]: ');
niu2=input('Enter ni: ');
material2=input('Material: ','s'); % mi serve per chiamare il file output.mat
end
disp(' ')
fprintf('Material of the second surface: %s ',material2);
disp(' ')
disp(' ')
disp('CONTACT MECHANICS MODELS:')
disp(' ')
disp(' 3 - ZMC (Zhao-Maietta-Chang)');
%numero di divisioni dell'accostamento
nt=200;
%richiamo le function dei modelli di contact mechanics per ogni modello di
roughness descrption:
disp(' ')

```

```

disp('Contact models applied to:')
    massimo_all_parabola=(max(parabola_LMSc1c2))
    disp(' 5 - Least mean squares c1 e c2');

[Load_su_width_ZMC_LMSc1c2,Load_su_width_single_parab_ZMC_LMSc1c2,Load_ZMC_LMSc1
c2,A_ZMC_LMSc1c2,a_ZMC_LMSc1c2,Deform_LMSc1c2,A_su_single_parab_ZMC_LMSc1c2,a_su
single_parab_ZMC_LMSc1c2,delta_c_su_single_parab_ZMC_LMSc1c2,Load_su_single_para
b_ZMC_LMSc1c2,j_LMSc1c2,Deform_su_single_parab_per_plot_LMSc1c2] =
ZMC(massimo_all_parabola,c1,nt,X_LMSc1c2,parabola_LMSc1c2,L_peak_LMSc1c2,K1_peak
_LMSc1c2,csi_peak_LMSc1c2,niu1,E1,H,E2,niu2);

% time=fix(clock);
% filename_output=sprintf('output_CM_h%1.0fm%1.0f-
gg%1.0fm%1.0fa%4.0f.mat',time(1,4),time(1,5),time(1,3),time(1,2),time(1,1));
filename_output=sprintf('output_CM_%s_on_%s.mat',data_specimen,material2);

data_specimen_x_plot=data_specimen; %mi serve una stringa che non contenga _ per
evitare che nel plot venga un pedice
for i=1:length(data_specimen_x_plot)
    if data_specimen_x_plot(i)=='_'
        data_specimen_x_plot(i)=' ';
    end
end

save (filename_output);
grafici(filename_output);

%per salvare i grafici in formato tiff
disp(' ');
reply6 = input(' do you want save the graphics as images ? Y/N [N]: ','s');
while
and(and(and(reply6~='Y',reply6~='y'),reply6~='N'),reply6~='n'),reply6~=isemp
ty(reply6));
    reply6 = input('enter Y or N! [N]: ','s');
    end
    if or(reply6=='y',reply6=='y');
filename_tiff=sprintf('%s on %s (RD methods)
fig%1.0f',data_specimen_x_plot,material2,2);
print('-dtiff','-r200',figure(2),filename_tiff)
for i=3:7
filename_tiff=sprintf('%s on %s (singole parabole)
fig%1.0f',data_specimen_x_plot,material2,i);
print('-dtiff','-r200',figure(i),filename_tiff)
end
for i=8:12
filename_tiff=sprintf('%s on %s (tutti CM per ogni RD)
fig%1.0f',data_specimen_x_plot,material2,i);
print('-dtiff','-r200',figure(i),filename_tiff)
end
for i=13:17
filename_tiff=sprintf('%s on %s (tutti RD per ogni CM)
fig%1.0f',data_specimen_x_plot,material2,i);
print('-dtiff','-r200',figure(i),filename_tiff)
end
end
    end
    if or(reply6=='N',reply6=='n');
end
end

```

1.4 Definizione dell'algoritmo di generazione dei profili sinusoidali.

Semplice modello sinusoidale

```
% frequenza propria della senoide
f=1;
% punto di partenza della senoide
x1=0;
% punto finale della senoide
x2=1001;
% numero di divisioni dell'intervallo
n=1001;
% definizione del vettore riga
data_x=linspace(x1,x2,n);
% definizione della funzione trattata
data_z=sin(2*pi*f*data_x);
% risultato grafico
plot(data_x,data_z);
```

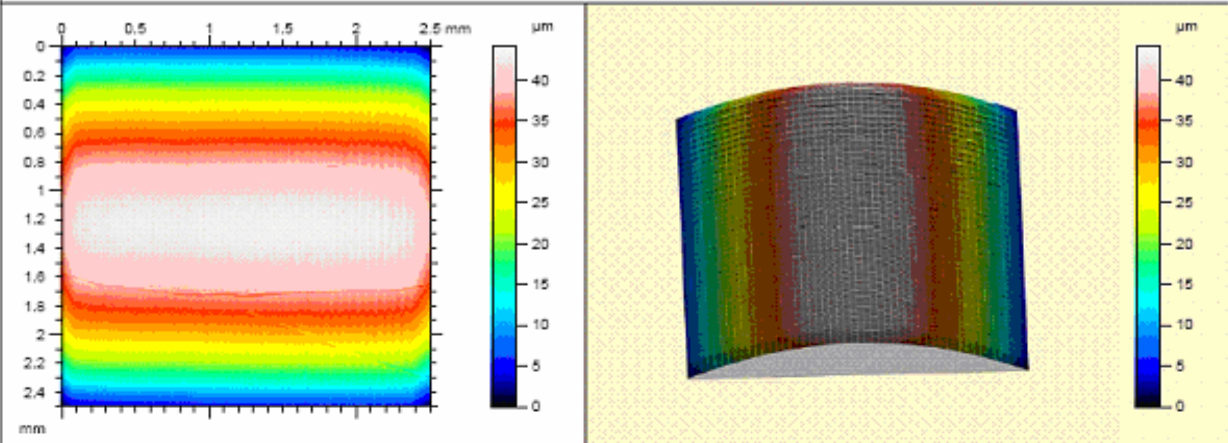
Modello sinusoidale a modulazione di ampiezza

```
%frequenza della senoide portante
f=10;
% rapporto di frequenza con la senoide modulante
K=100;
% vettore lineare
data_x=linspace(x1,x2,N);
x=data_x;
data_x=x';
% funzione portante
data_zp=sin(2*pi*f*data_x);
%funzione modulante
data_zm=sin(2*pi*K*f*data_x);
% peso della funzione portante
Vp=4;
%peso della funzione modulante
Vm=1;
% funzione definitiva
data_z=(Vp+Vm*data_zm).*data_zp;
```

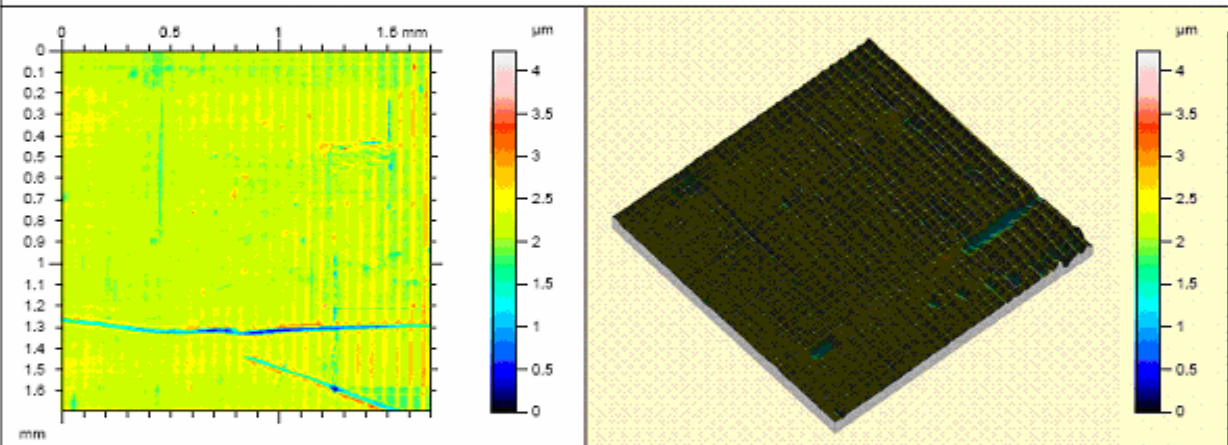
APPENDICE 2: Elaborazioni grafiche delle rilevazioni

Riportiamo qui di seguito i report eseguiti sulle rilevazioni rugosimetriche ei provini analizzati attraverso l'uso del software *Hommel* .

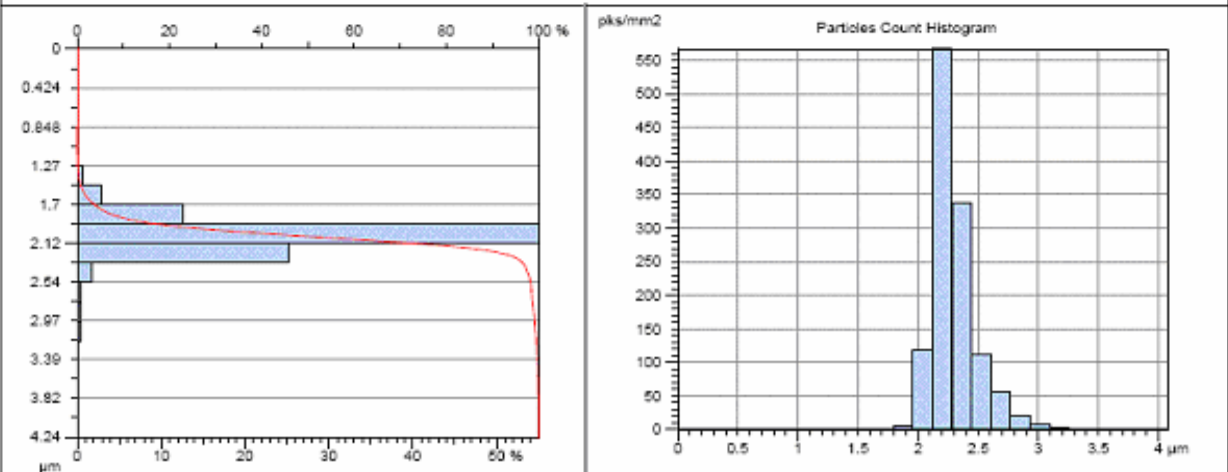
Provino C2 misurato in direzione assiale in assenza di prova a fatica, senza tavolo antivibrante



Rugosita estratta con cut-off di 0.8mm

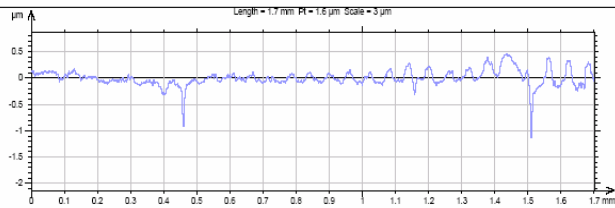


Curva di Abbott e distribuzione delle asperità

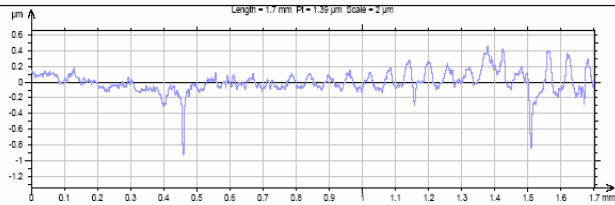


Estrazione profili: 1° tripletta al di sopra della zona centrale

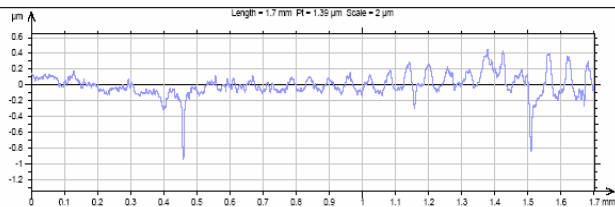
Distanza di 0.422mm



Distanza di 0.425mm

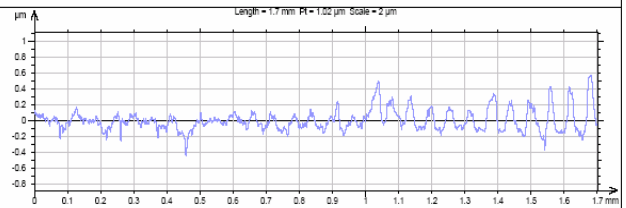


Distanza di 0.428mm

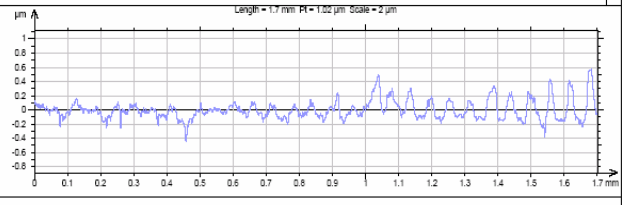


Estrazione dei profili: 2° tripletta in corrispondenza della zona centrale

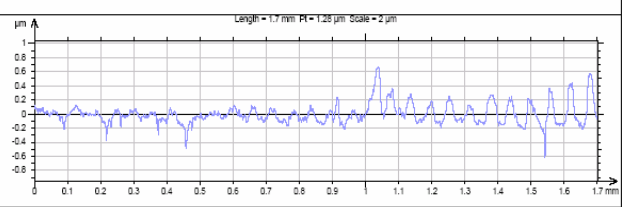
Distanza di 0.847mm



Distanza di 0.850mm

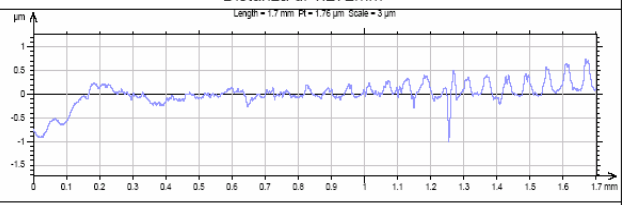


Distanza di 0.853mm

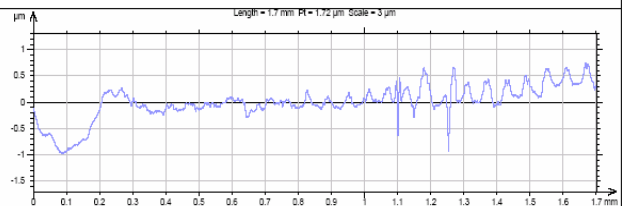


Estrazione profili: 3° tripletta al di sotto della zona centrale

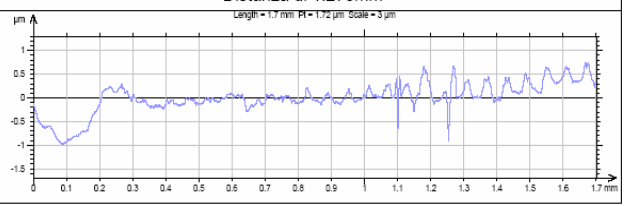
Distanza di 1.272mm



Distanza di 1.275mm



Distanza di 1.278mm



Parameters cauciated on the surface

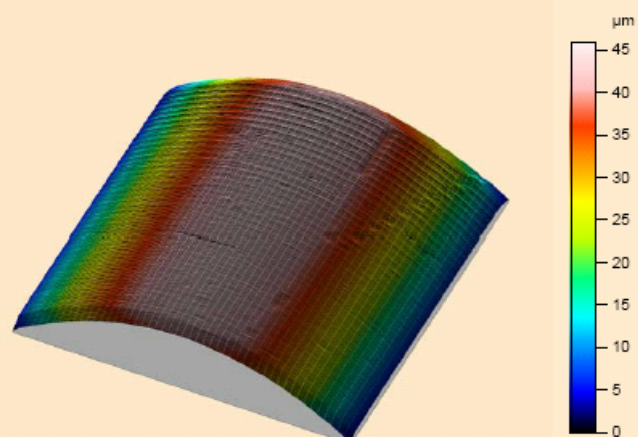
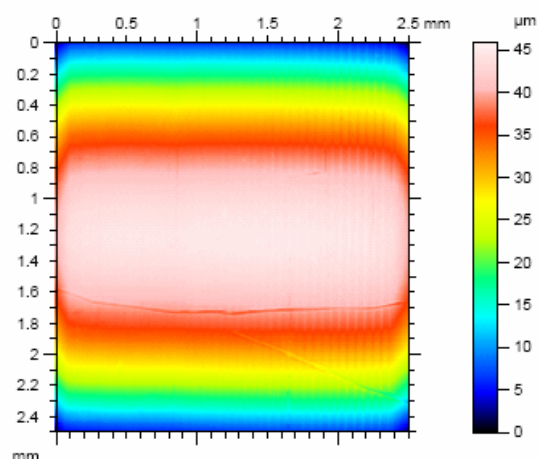
Amplitude Parameters

Sa = 0.131 μ m
Sq = 0.21 μ m
Sp = 2.05 μ m
Sv = 2.19 μ m
St = 4.24 μ m
Ssk = -1.92
Sku = 18
Sz = 3.56 μ m

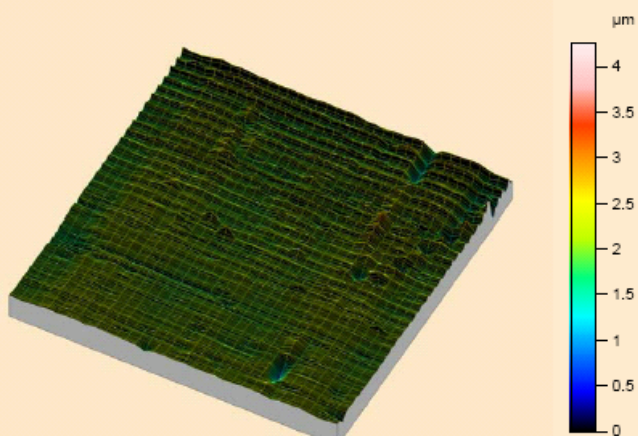
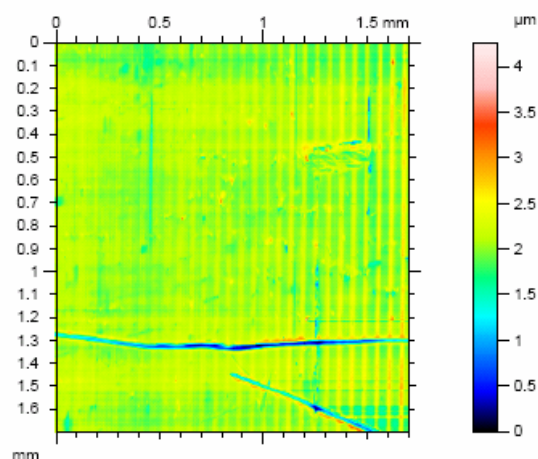
Area & volume Parameters

STp = 0 % (1 μ m under the highest peak)
SHIp = 0.222 μ m (20%-80%)
Smmr = 0.00219 mm³/mm²
Smvr = 0.00205 mm³/mm²
Smr = 0 % (1 μ m under the highest peak)

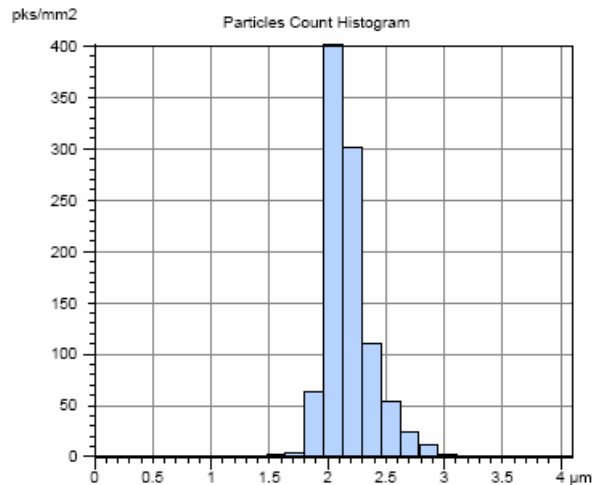
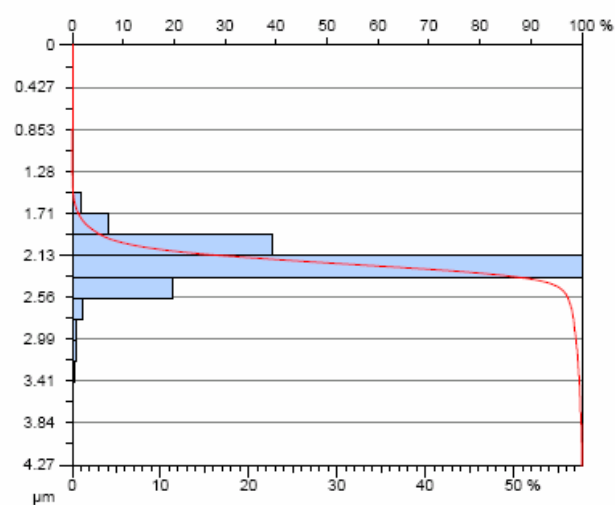
Provino C2 misurato in direzione assiale in assenza di prova a fatica, con tavolo antivibrante in funzione



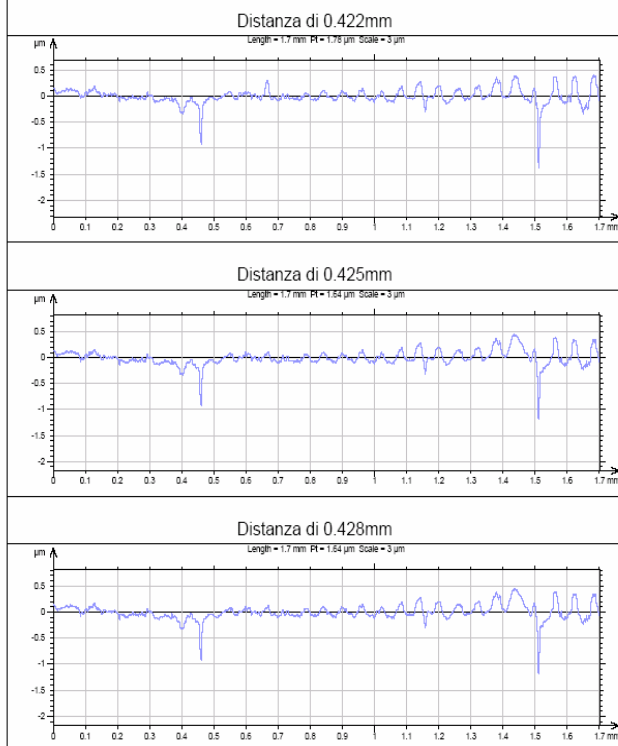
Rugosità estratta con cut-off di 0.8mm



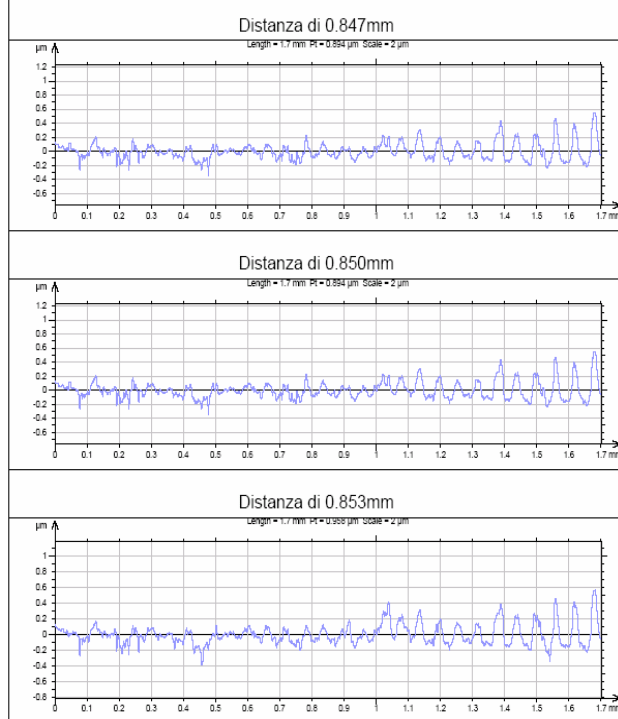
Curve di Abbott e distribuzione delle asperità



Estrazione dei profili: 1° tripletta estratta al di sopra della zona centrale



Estrazione dei profili: 2° tripletta in corrispondenza della zona centrale



Parameters calculated on the surface

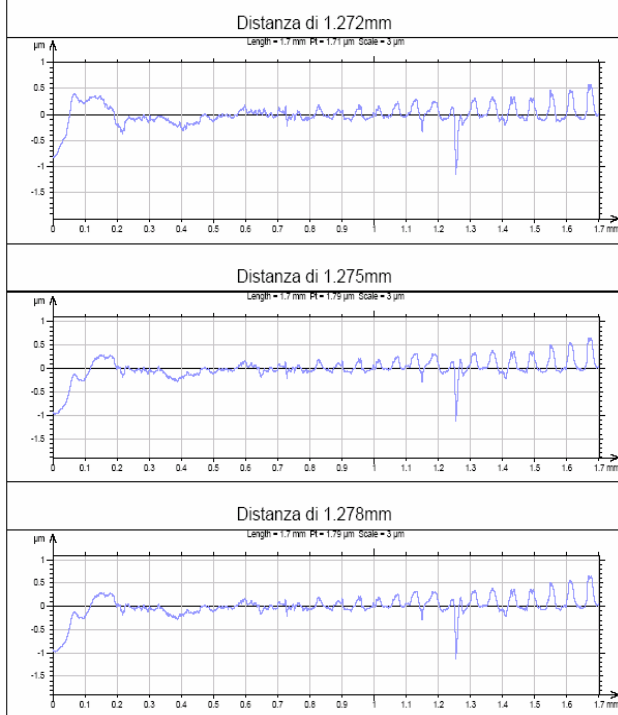
Amplitude Parameters

S_a = 0.132 μm
 S_q = 0.214 μm
 S_p = 2.21 μm
 S_v = 2.05 μm
 S_t = 4.27 μm
 S_{sk} = -2.15
 S_{ku} = 19.5
 S_z = 3.43 μm

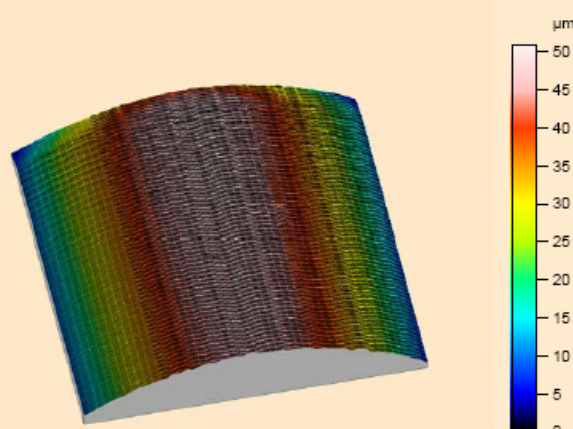
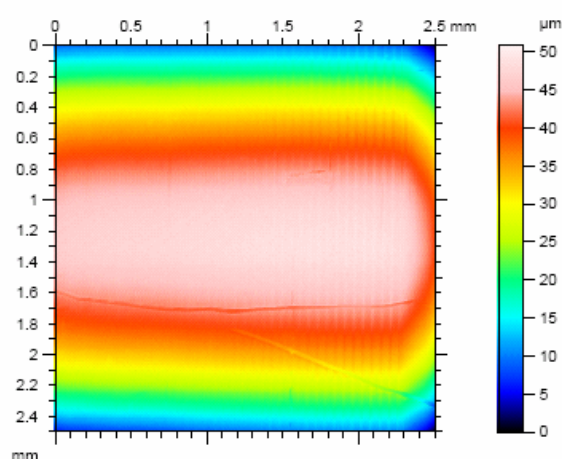
Area & volume Parameters

STp = 0 % (1 μm under the highest peak)
 SHp = 0.224 μm (20%-80%)
 S_{mvr} = 0.00205 mm³/mm²
 S_{mr} = 0.00221 mm³/mm²
 S_{mr} = 0 % (1 μm under the highest peak)

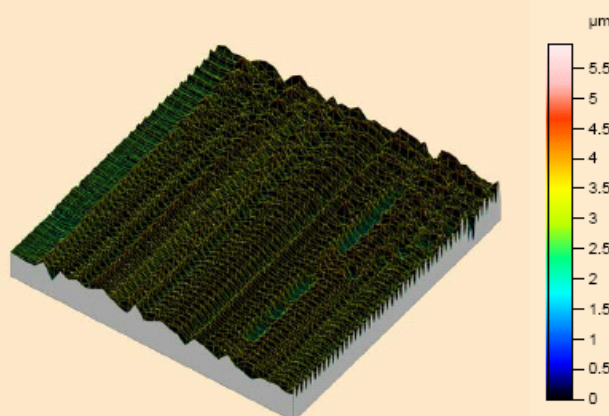
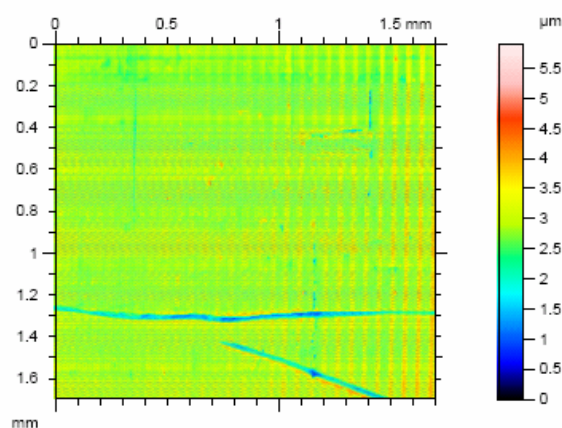
Estrazione dei profili: 3° tripletta al di sotto della zona centrale



Provino C2 misurato in direzione assiale con prova a fatica in corso, senza tavolo antivibrante

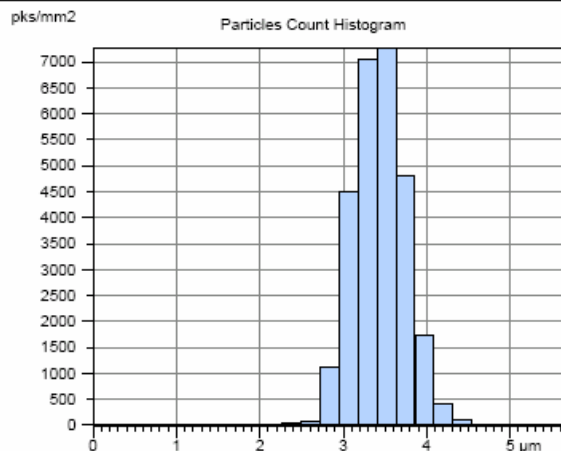
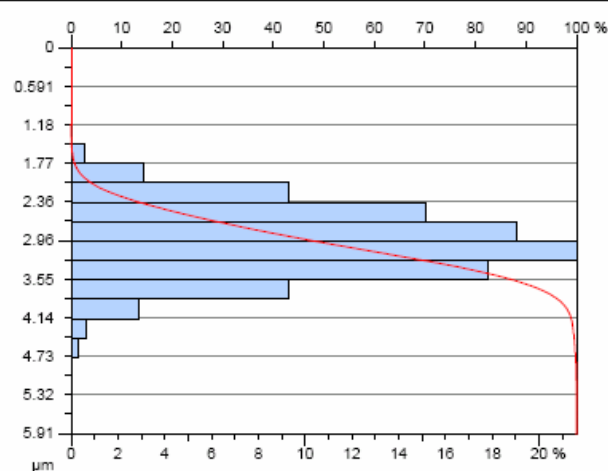


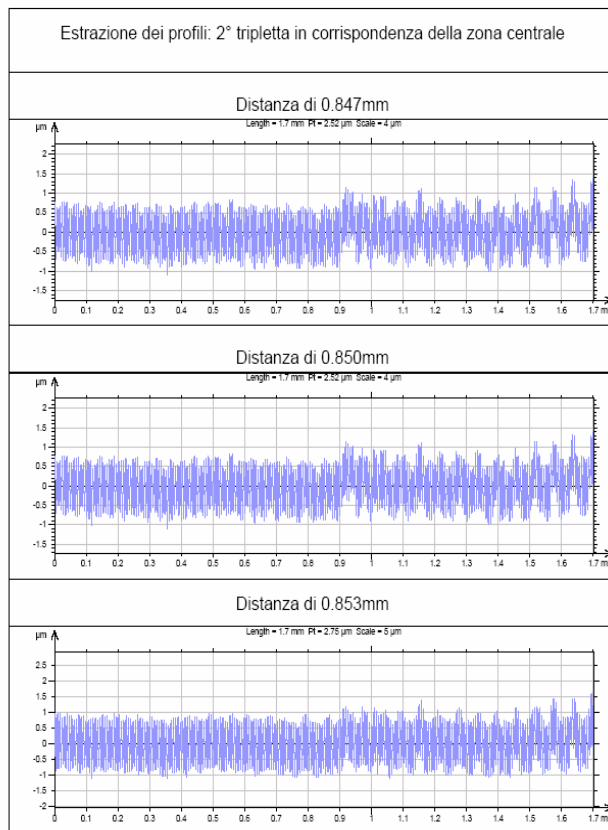
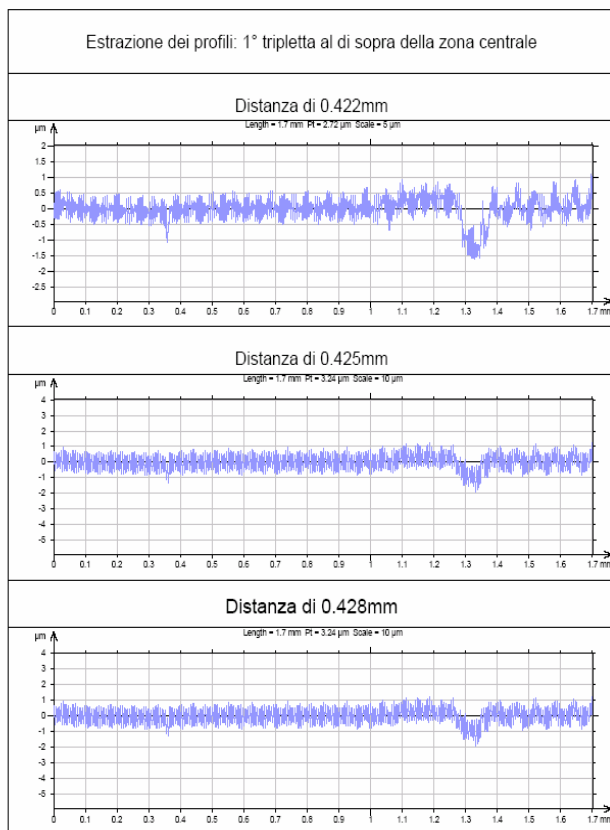
Rugosità estratta con cut-off di 0.8mm



Si nota nella parte iniziale del test una zona limitata differente dal resto dell'area analizzata dovuta ad interruzione momentanea della prova a fatica

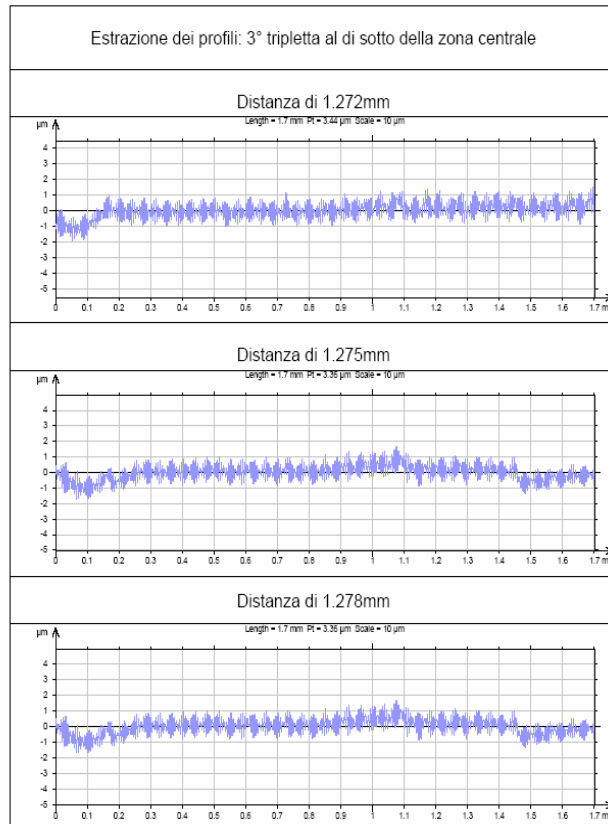
Curve di Abbott e distribuzione delle asperità



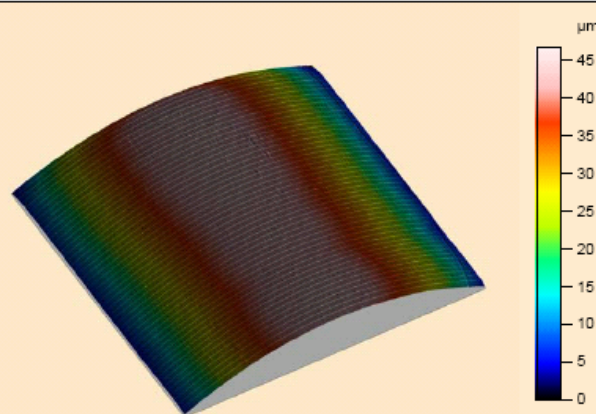
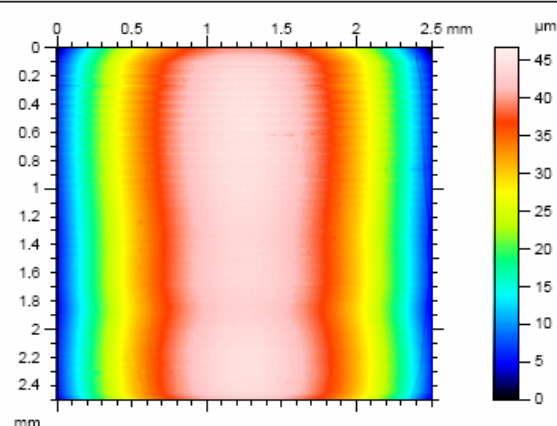


Parameters calculated on the surface

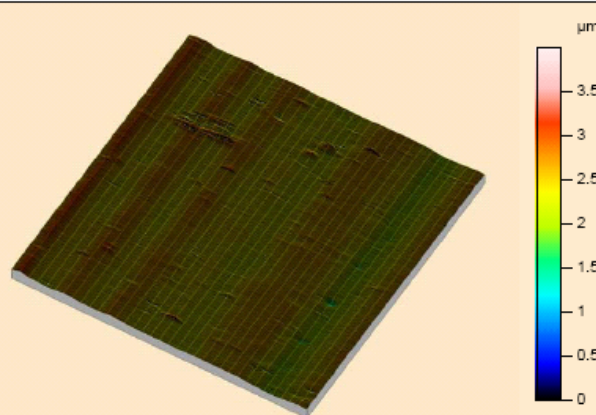
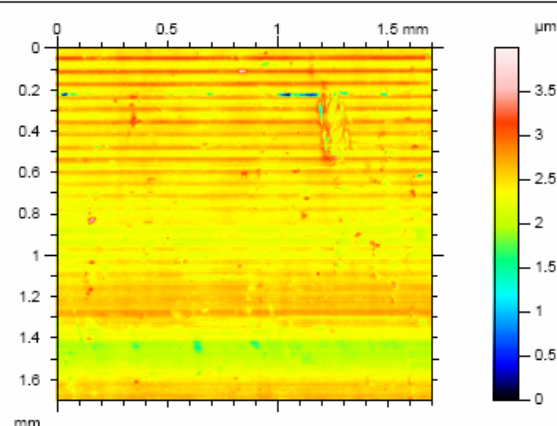
| | |
|-------------------------------------|--|
| Amplitude Parameters | |
| Sa | = 0.421 μm |
| Sq | = 0.522 μm |
| Sp | = 2.97 μm |
| Sv | = 2.94 μm |
| St | = 5.91 μm |
| Ssk | = -0.0603 |
| Sku | = 3.08 |
| Sz | = 5.13 μm |
| Area & volume Parameters | |
| STp | = 0 % (1 μm under the highest peak) |
| SHIp | = 0.909 μm (20%-80%) |
| Smmr | = 0.00294 mm ³ /mm ² |
| Smmr | = 0.00297 mm ³ /mm ² |
| Smr | = 0 % (1 μm under the highest peak) |



Profilo C2 misurato in direzione circonferenziale con prova a fatica in corso, con tavolo antivibrante in funzione

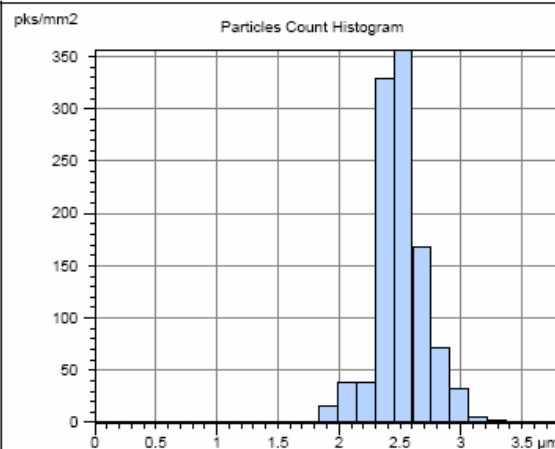
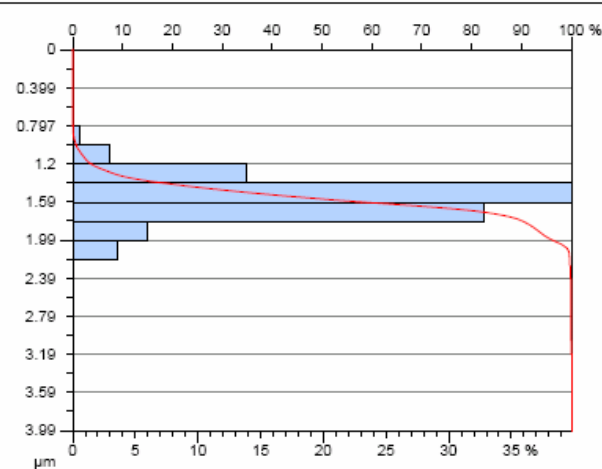


Estrazione della rugosità con cut-off di 0.8mm

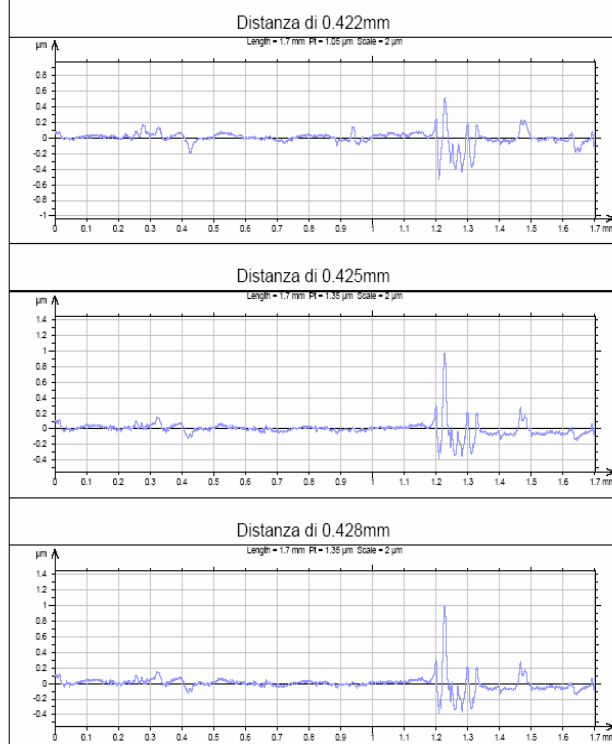


SI NOTI, RISPETTO ALLE ALTRE PROVE, L'ASSENZA DEL SEGNO DI RIFERIMENTO CHE, INVECE, TROVIAMO NELLA PRIMA FIGURA A SINISTRA SPOSTATA VERSO L'ESTREMITA' DESTRA. SICCOME LA ZONA CONSIDERATA E' COMUNQUE RAGIONEVOLMENTE VICINA A QUELLA DELLE PRECEDENTI MISURAZIONI, CONSIDERIAMO ATTENDIBILI I RISULTATI CHE ESTRAPOLIAMO DALLA SUDETTA PROVA.

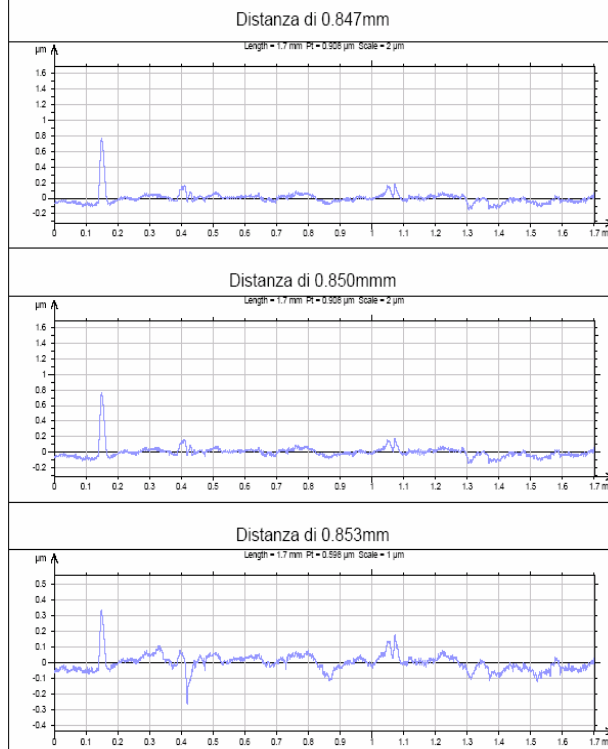
Curve di Abbott e distribuzione delle asperità



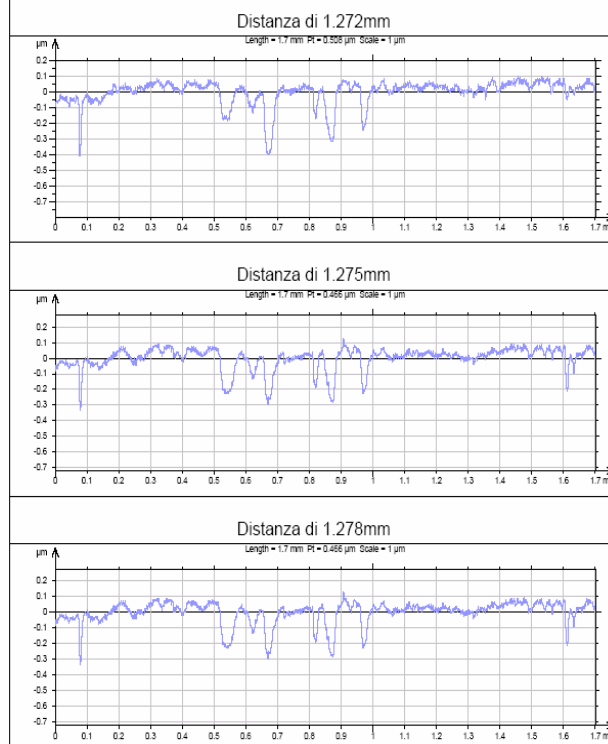
Estrazione dei profili: 1° tripletta al di sopra della zona centrale



Estrazione dei profili: 2° tripletta in corrispondenza della zona centrale



Estrazione dei profili: 3° tripletta al di sotto della zona centrale



Parameters calculated on the surface

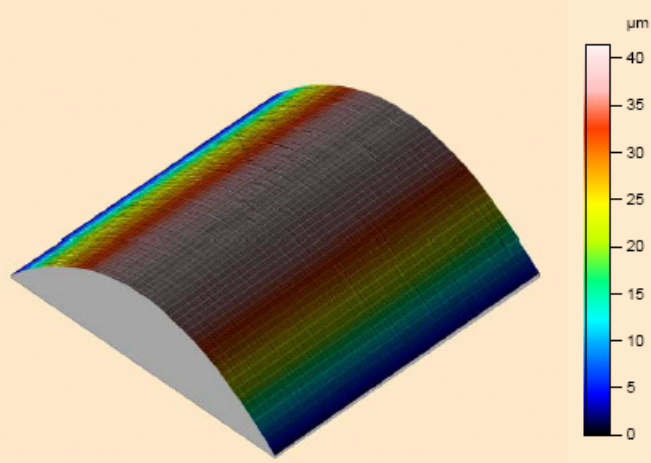
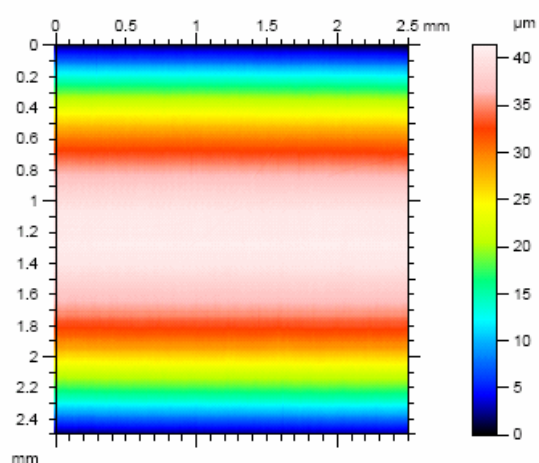
Amplitude Parameters

Sa = 0.151 μ m
Sq = 0.208 μ m
Sp = 1.56 μ m
Sv = 2.42 μ m
St = 3.99 μ m
Ssk = -0.501
Sku = 7.59
Sz = 3.5 μ m

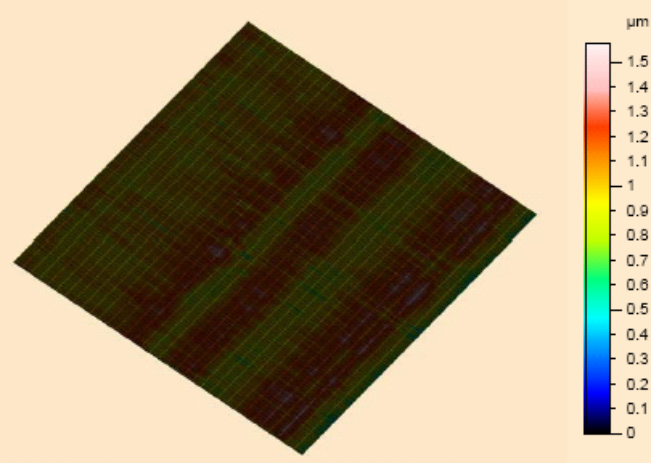
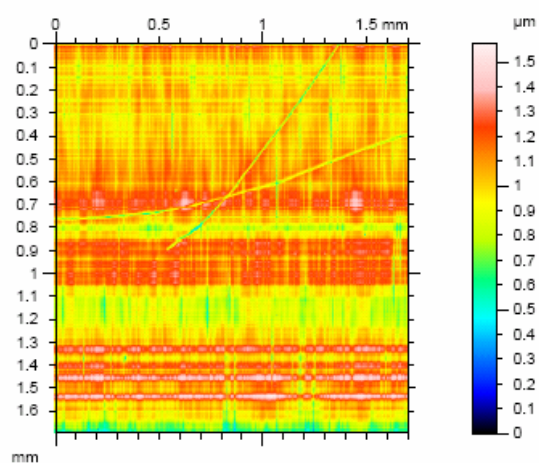
Area & volume Parameters

STp = 0.7 % (1 μ m under the highest peak)
SHIp = 0.276 μ m (20%-80%)
Smmr = 0.00242 mm³/mm²
Smvr = 0.00156 mm³/mm²
Smr = 0.7 % (1 μ m under the highest peak)

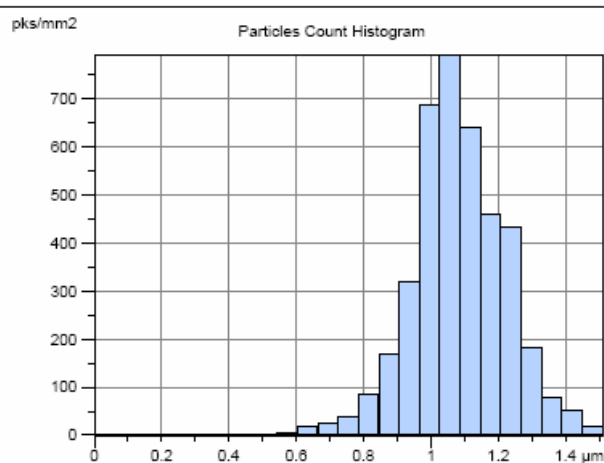
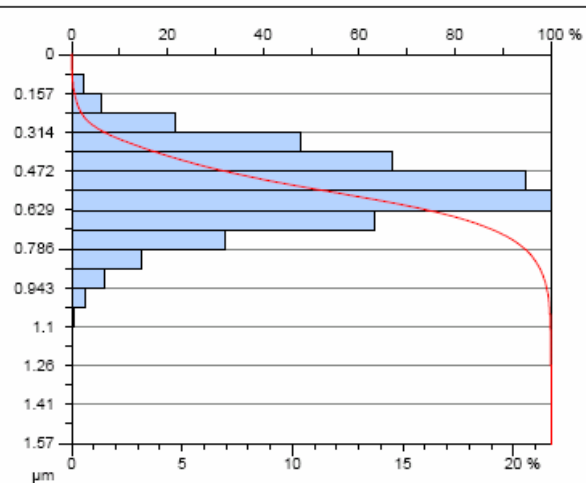
Provino C4 misurato in direzione assiale senza prova a fatica in corso, senza tavolo antivibrante



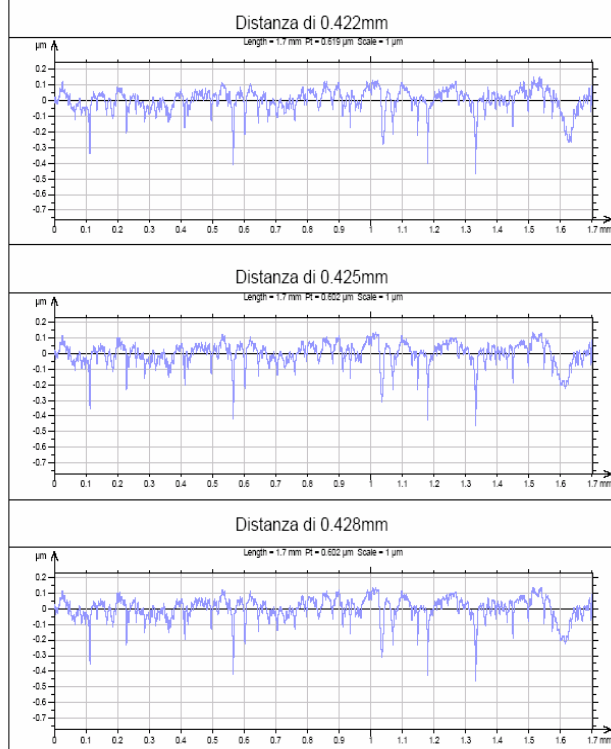
Rugosità estratta con cut-off di 0.8mm



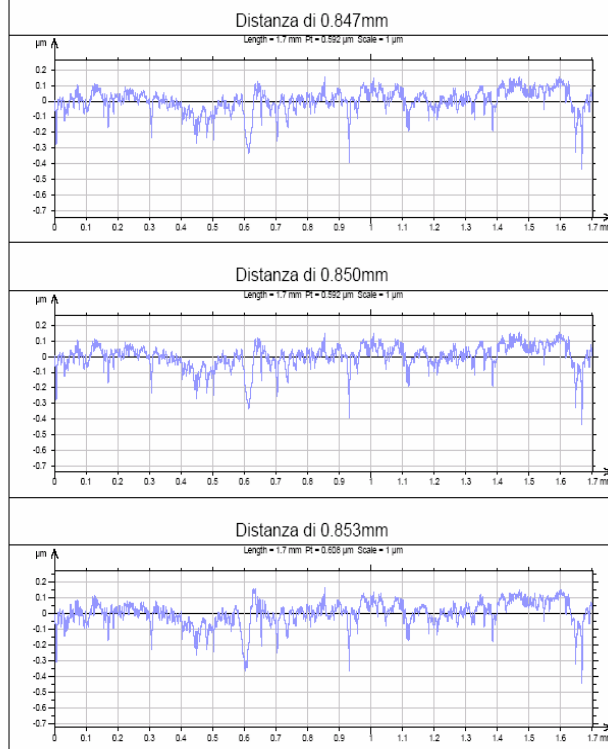
Curve di Abbott e distribuzione delle asperità



Estrazione dei profili: 1° tripletta al di sopra della zona centrale



Estrapolazione profili: 2° tripletta in corrispondenza della zona centrale



Parameters calculated on the surface

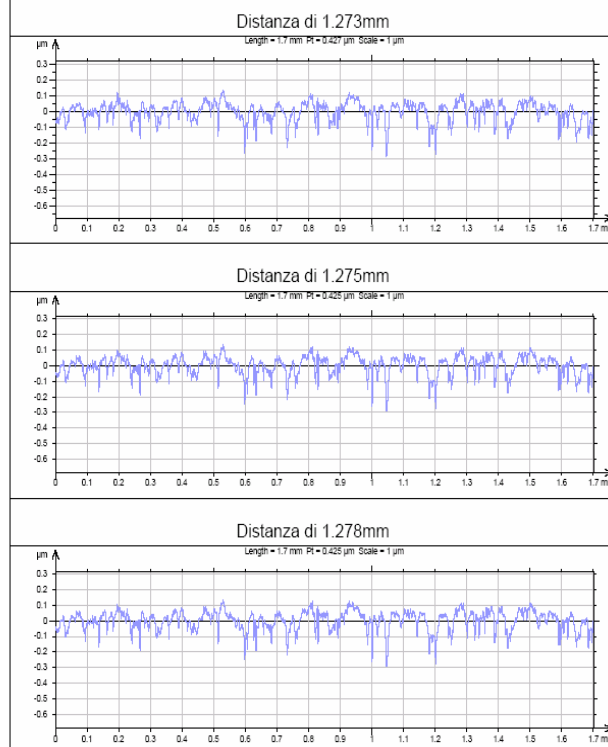
Amplitude Parameters

Sa = 0.119 μ m
Sg = 0.152 μ m
Sp = 0.54 μ m
Sv = 1.03 μ m
St = 1.57 μ m
Sek = -0.137
Sku = 3.37
Sz = 1.25 μ m

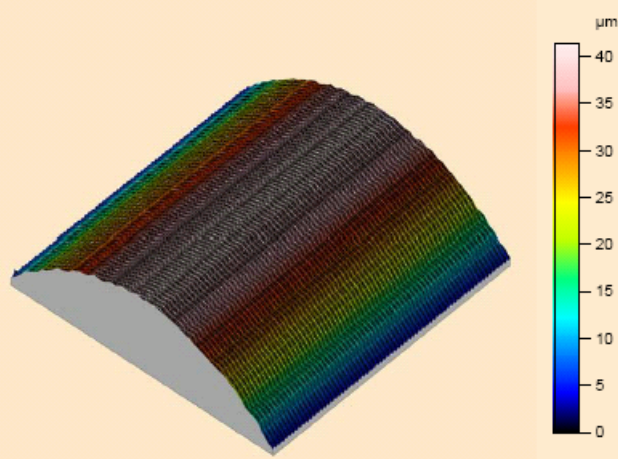
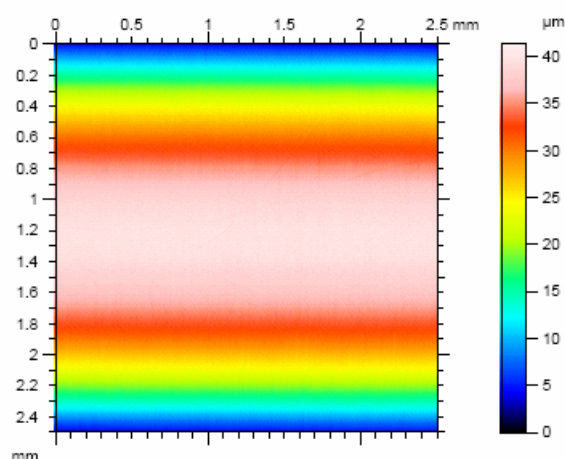
Area & volume Parameters

STp = 99.7 % (1 μ m under the highest peak)
SHIp = 0.247 μ m (20%-80%)
Smmr = 0.00103 mm³/mm²
Smvr = 0.00054 mm³/mm²
Smr = 99.7 % (1 μ m under the highest peak)

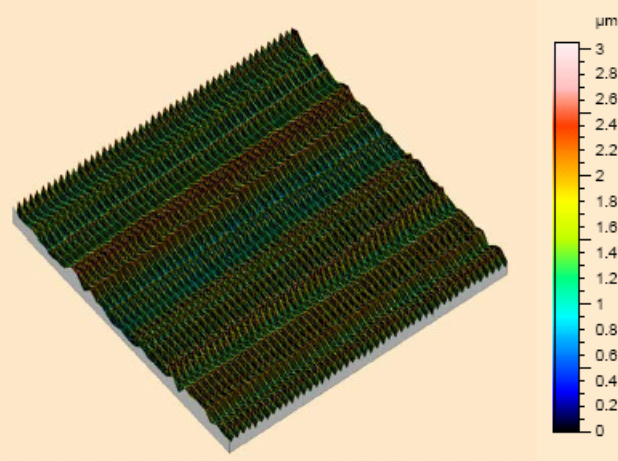
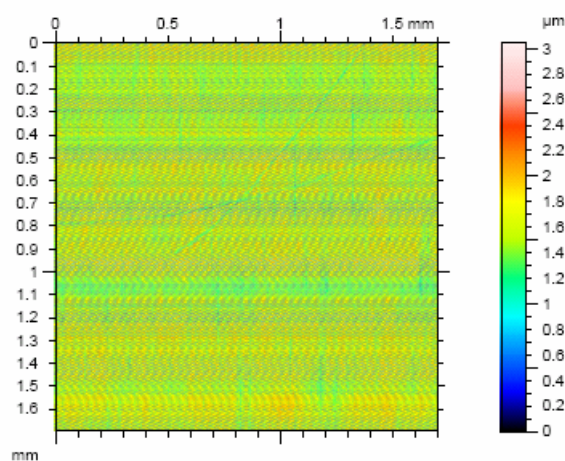
Estrapolazione profili: 3° tripletta al di sotto della zona centrale



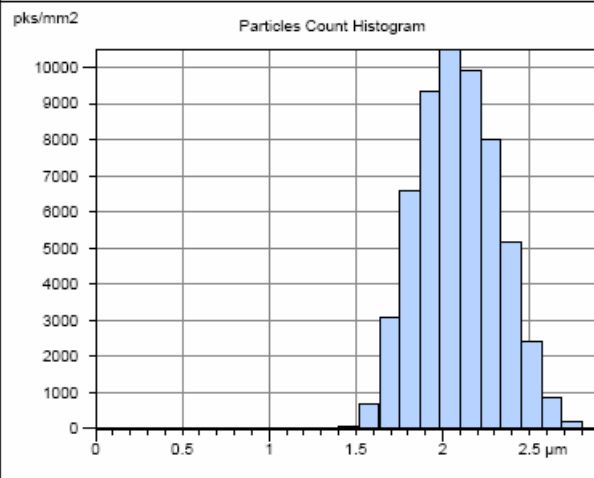
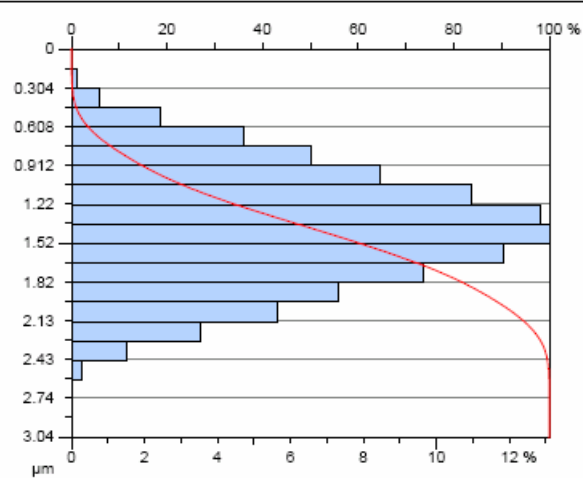
Provino C4 misurato in direzione assiale con prova a fatica in corso, senza tavolo antivibrante



Rugosità estratta con cut-off di 0.8mm

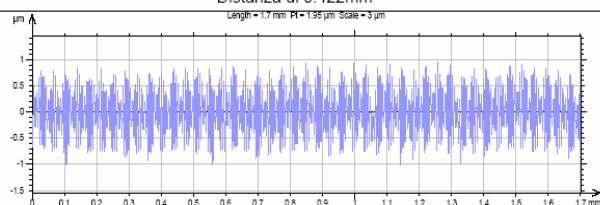


Curve di Abbott e distribuzione dei picchi

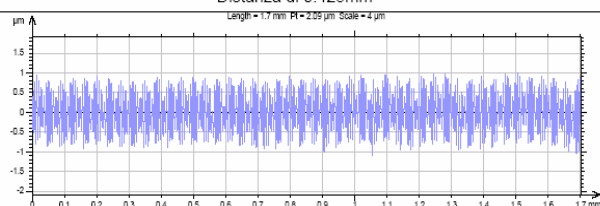


Estrapolazione profili: 1° tripletta al di sopra della zona centrale

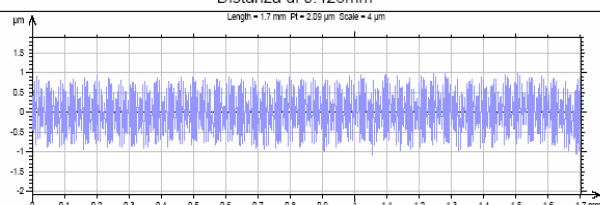
Distanza di 0.422mm



Distanza di 0.425mm

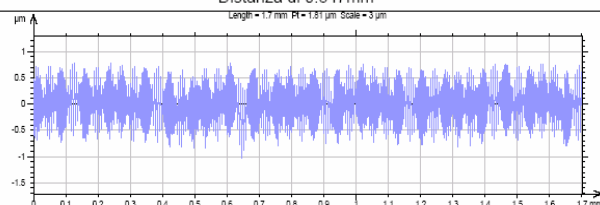


Distanza di 0.428mm

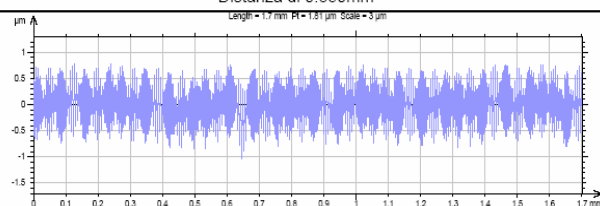


Estrapolazione dei profili: 2° tripletta in corrispondenza centrale

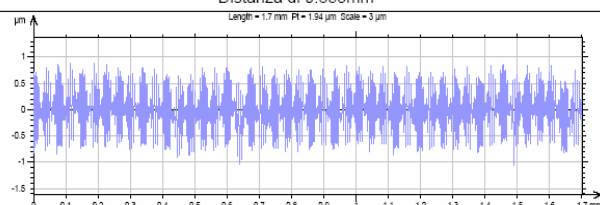
Distanza di 0.847mm



Distanza di 0.850mm

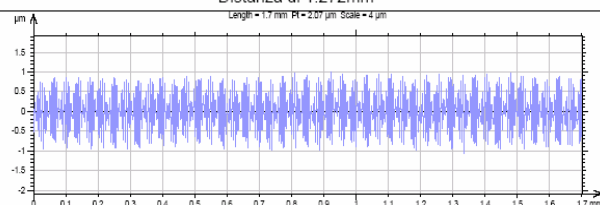


Distanza di 0.853mm

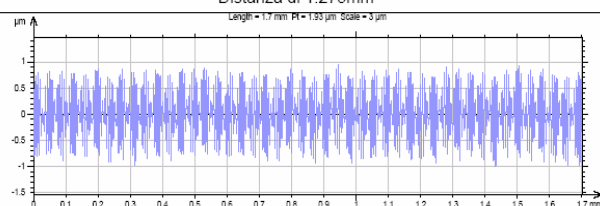


Estrapolazione profili: 3° tripletta al di sotto della zona centrale

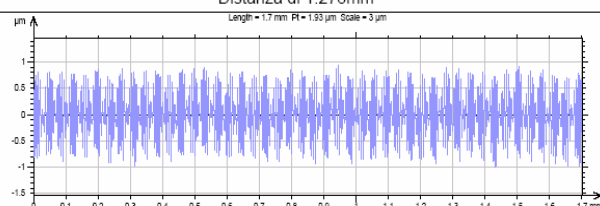
Distanza di 1.272mm



Distanza di 1.275mm



Distanza di 1.278mm



Parameters calculated on the surface

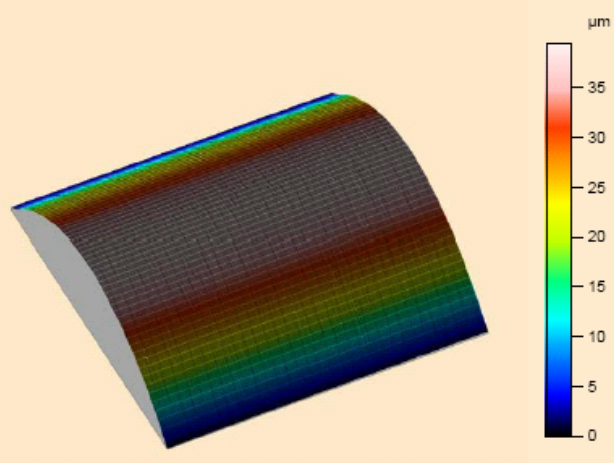
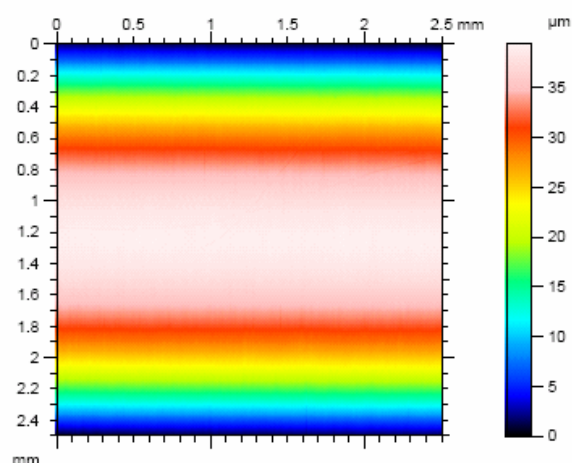
Amplitude Parameters

Sa = 0.361 μ m
 Sq = 0.443 μ m
 Sp = 1.4 μ m
 Sv = 1.64 μ m
 St = 3.04 μ m
 Ssk = -0.000531
 Sku = 2.5
 Sz = 2.92 μ m

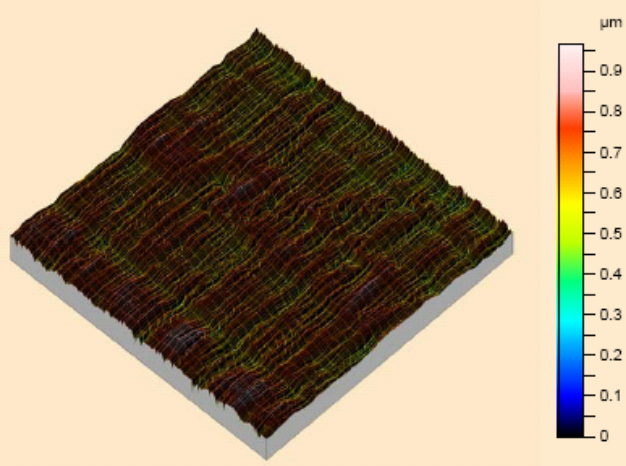
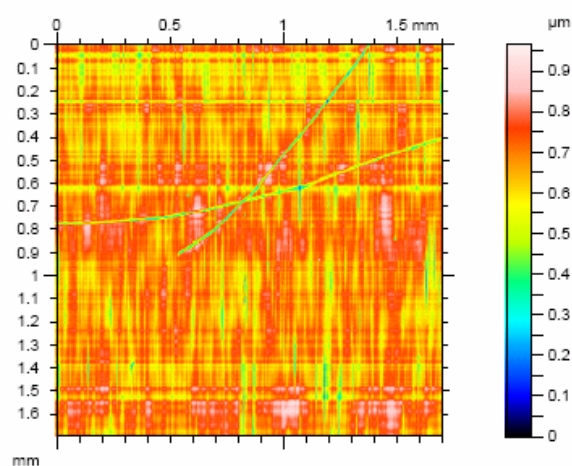
Area & volume Parameters

STp = 19.4 % (1 μ m under the highest peak)
 SHp = 0.785 μ m (20%-80%)
 Smmr = 0.00164 mm³/mm²
 Smvr = 0.0014 mm³/mm²
 Smr = 19.4 % (1 μ m under the highest peak)

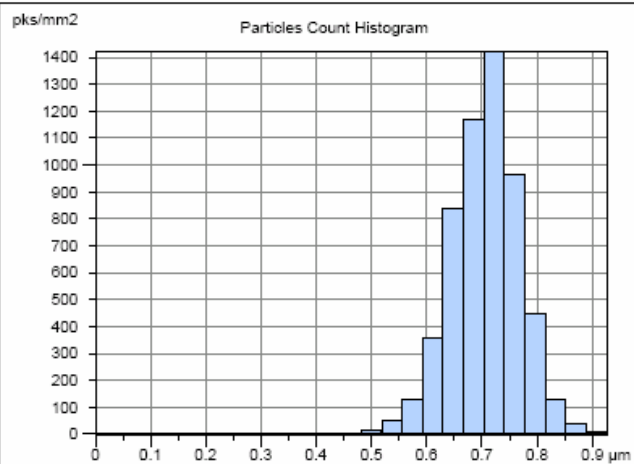
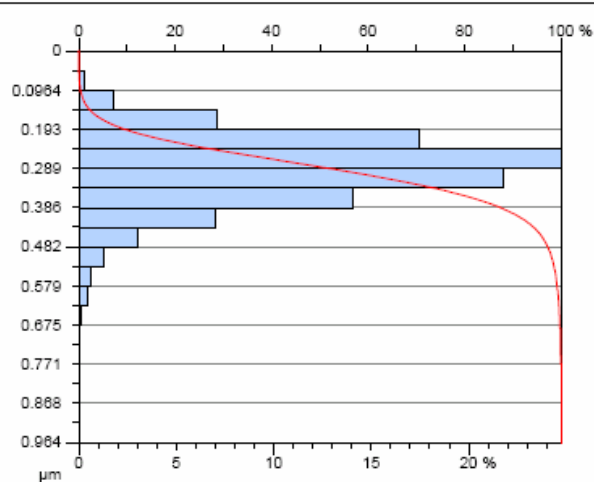
Provino C4 misurato in direzione assiale con prova a fatica in corso, con tavolo antivibrante in funzione



Rugosità estratta con cut-off di 0.8mm

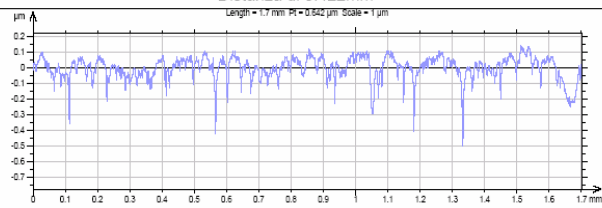


Curve di Abbott e distribuzione delle asperità

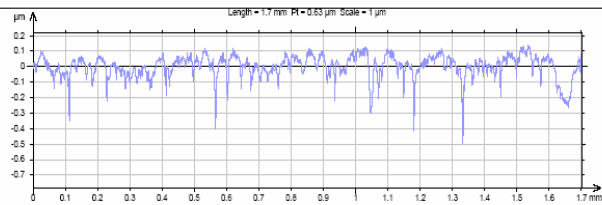


Estrapolazione profili: 1° tripletta al di sopra della zona centrale

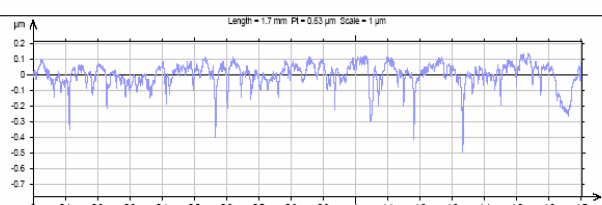
Distanza di 0.422mm



Distanza di 0.425mm

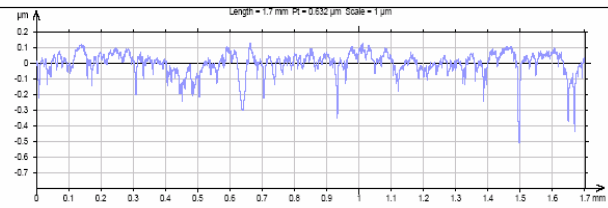


Distanza di 0.428mm

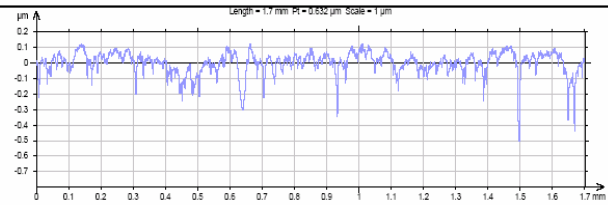


Estrazione profili: 2° tripletta in corrispondenza della zona centrale

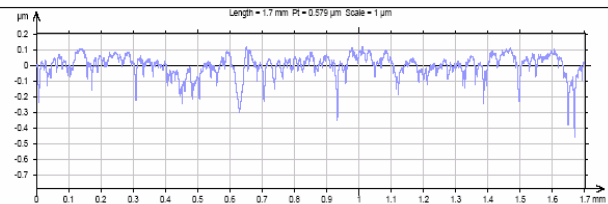
Distanza di 0.847mm



Distanza di 0.850mm



Distanza di 0.853mm



Parameters calculated on the surface

Amplitude Parameters

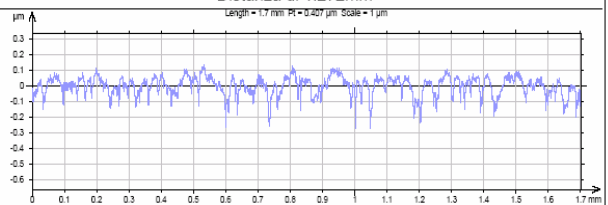
Sa = 0.0656 µm
 Sq = 0.0859 µm
 Sp = 0.294 µm
 Sv = 0.67 µm
 St = 0.964 µm
 Sek = -0.808
 Sku = 5.04
 Sz = 0.931 µm

Area & volume Parameters

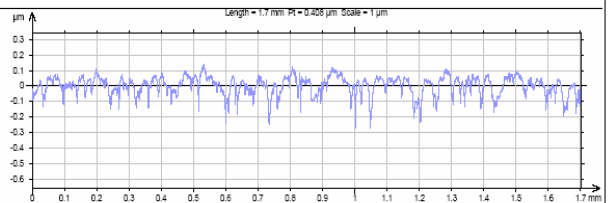
STp = ***** (1 µm under the highest peak)
 SHIp = 0.132 µm (20%-80%)
 Smvr = 0.00067 mm³/mm²
 Smvr = 0.000294 mm³/mm²
 Smr = ***** (1 µm under the highest peak)

Estrapolazione di profili: 3° tripletta al di sotto della zona centrale

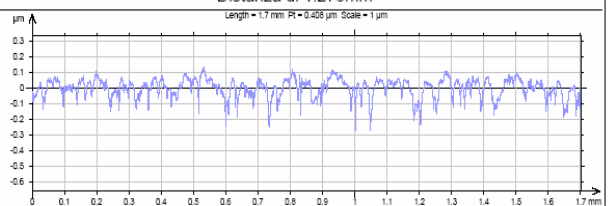
Distanza di 1.272mm



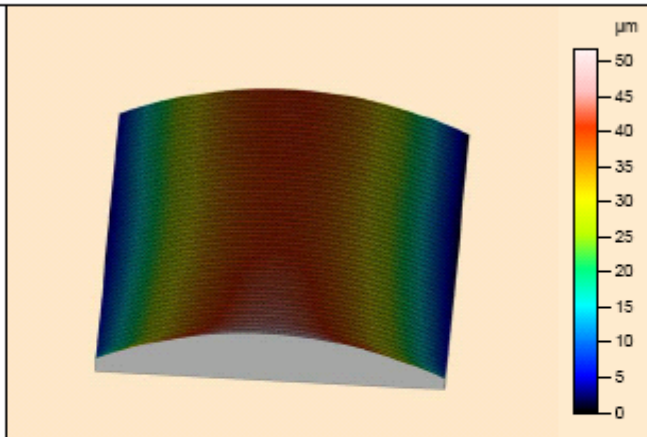
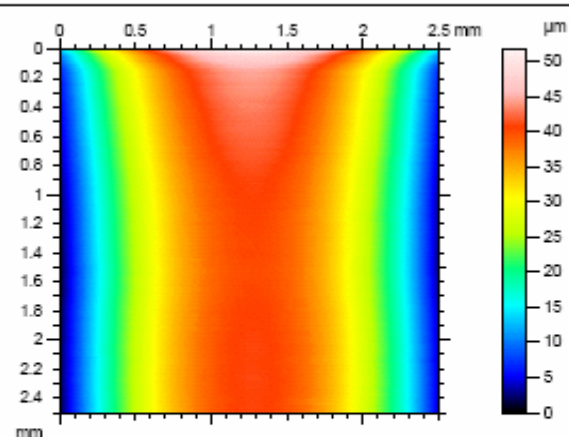
Distanza di 1.275mm



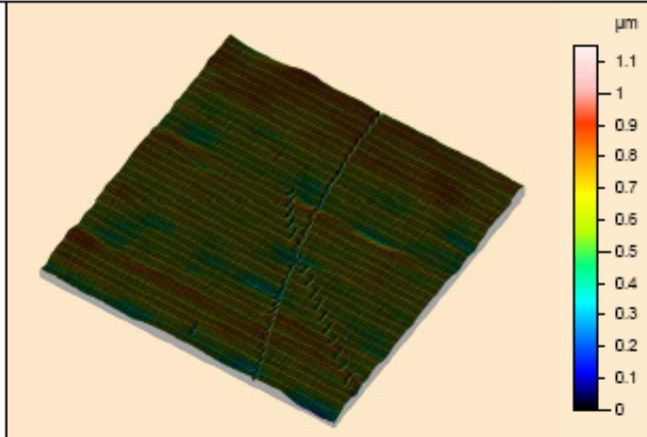
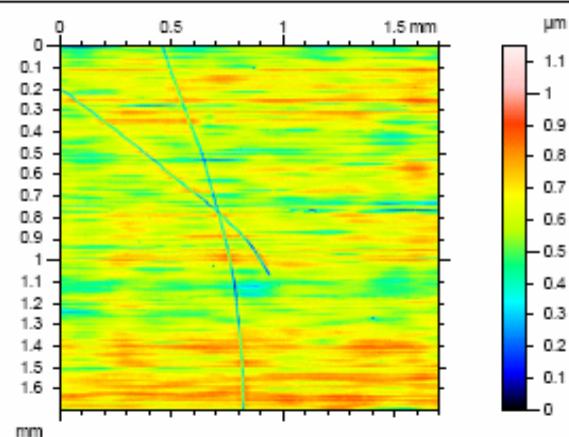
Distanza di 1.278mm



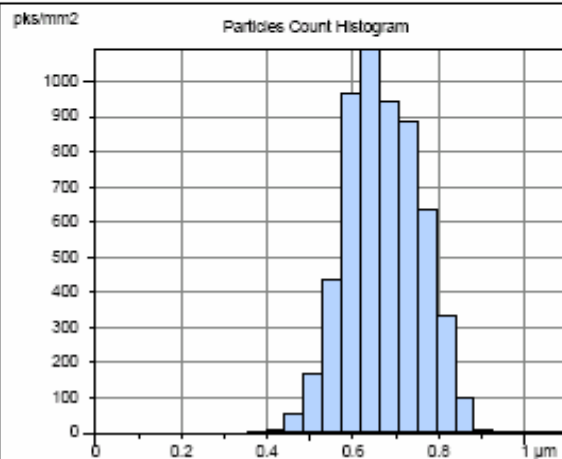
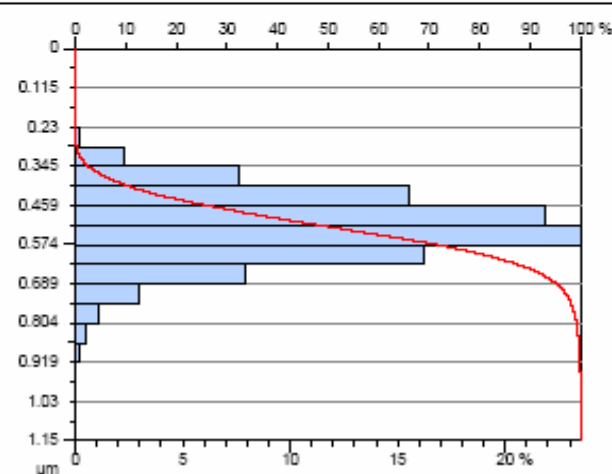
Provino C4 misurato in direzione circonferenziale con prova a fatica in corso, con tavolo antivibrante in funzione



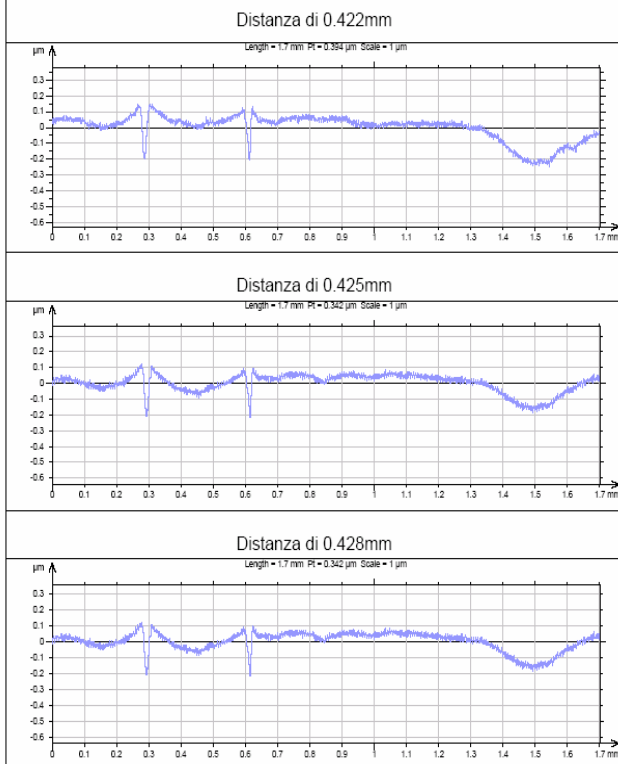
Rugosità estratta con cut-off di 0.8mm



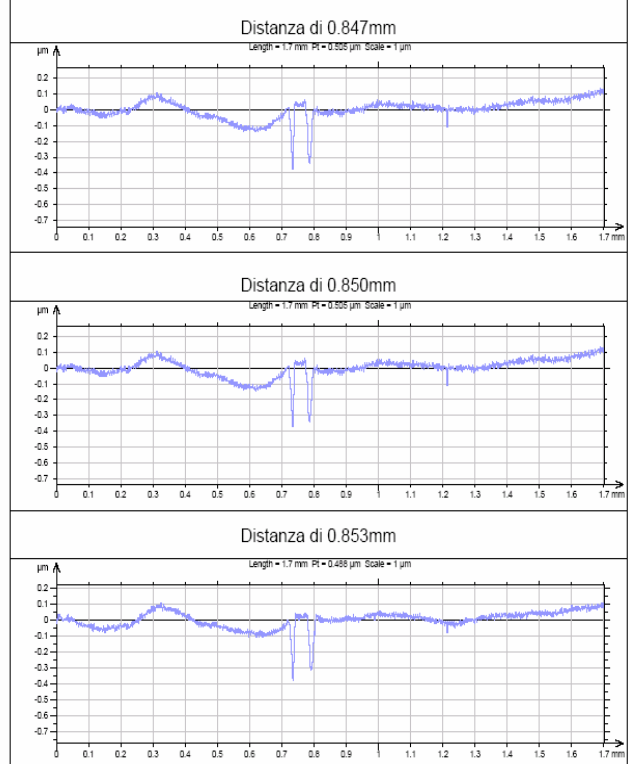
Curva di Abbott e distribuzione delle asperità



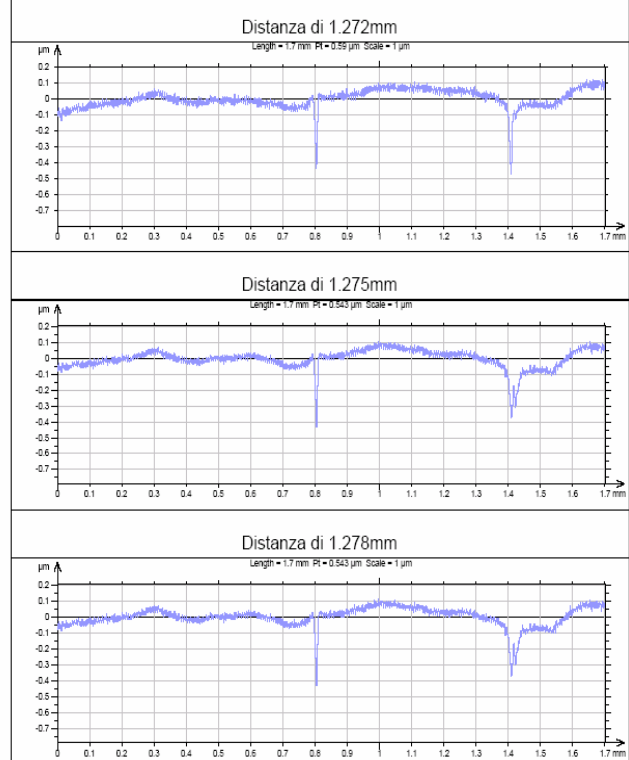
Estrazione dei profili: 1° tripletta al di sopra della zona centrale



Estrazione dei profili: 2° tripletta in corrispondenza della zona centrale



Estrazione dei profili: 3° tripletta al di sotto della zona centrale



Parameters calculated on the surface

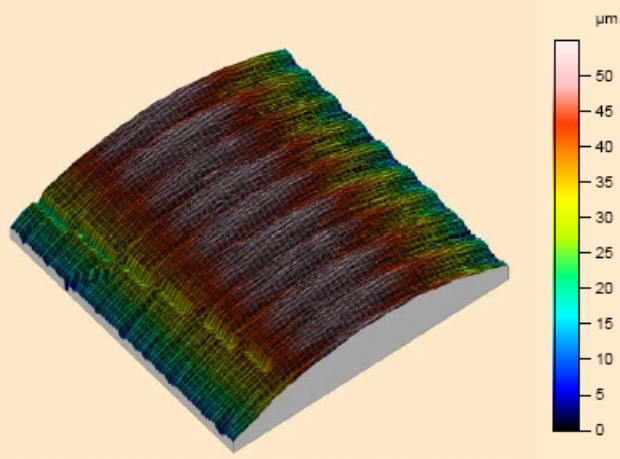
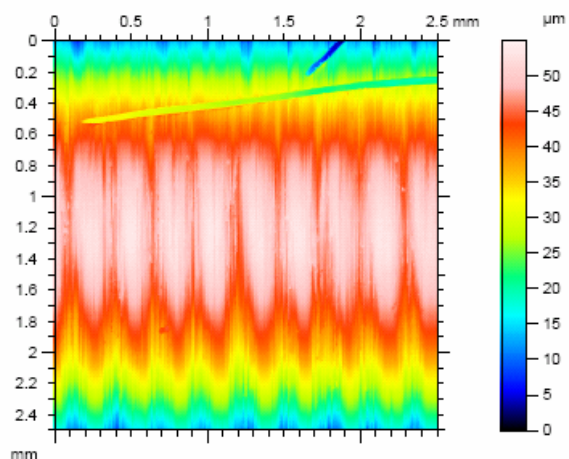
Amplitude Parameters

Sa = 0.0774 μ m
Sq = 0.0991 μ m
Sp = 0.525 μ m
Sv = 0.623 μ m
St = 1.15 μ m
Sek = -0.441
Sku = 4.02
Sz = 1.03 μ m

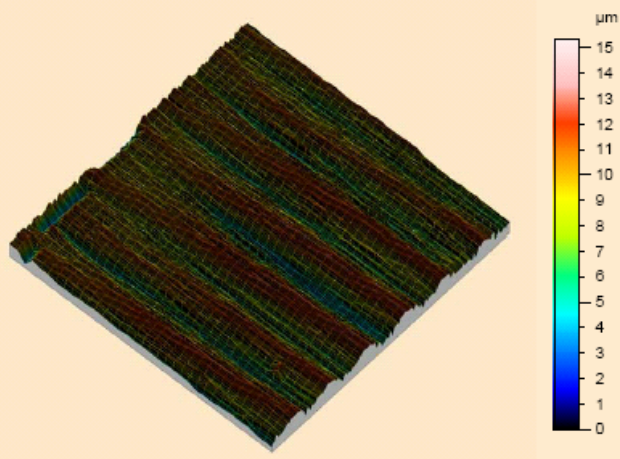
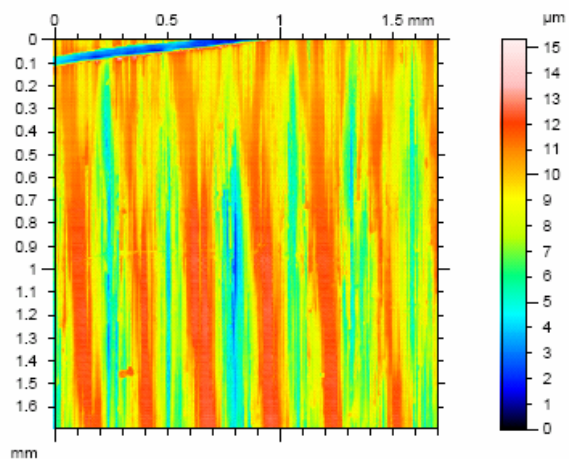
Area & volume Parameters

STp = 99.9 % (1 μ m under the highest peak)
SHp = 0.16 μ m (20%-80%)
Snmr = 0.000623 mm³/mm²
Smvr = 0.000525 mm³/mm²
Smr = 99.9 % (1 μ m under the highest peak)

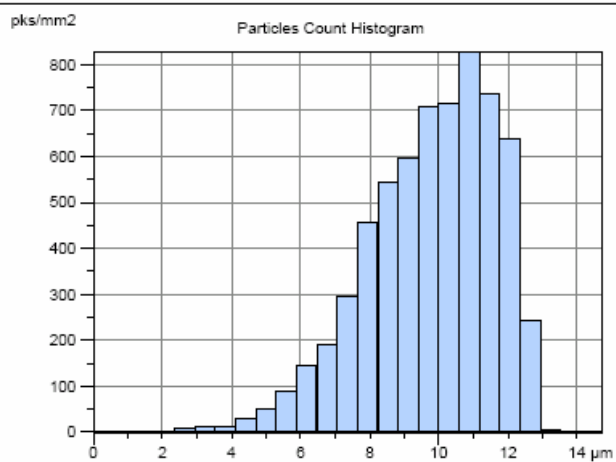
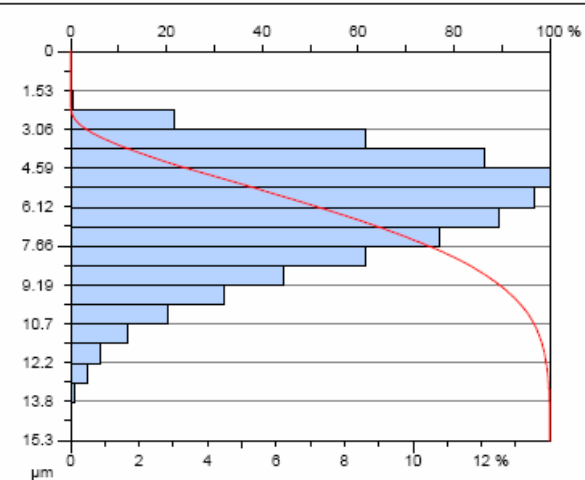
Provino C6 misurato in direzione assiale con prova a fatica in corso, senza tavolo antivibrante



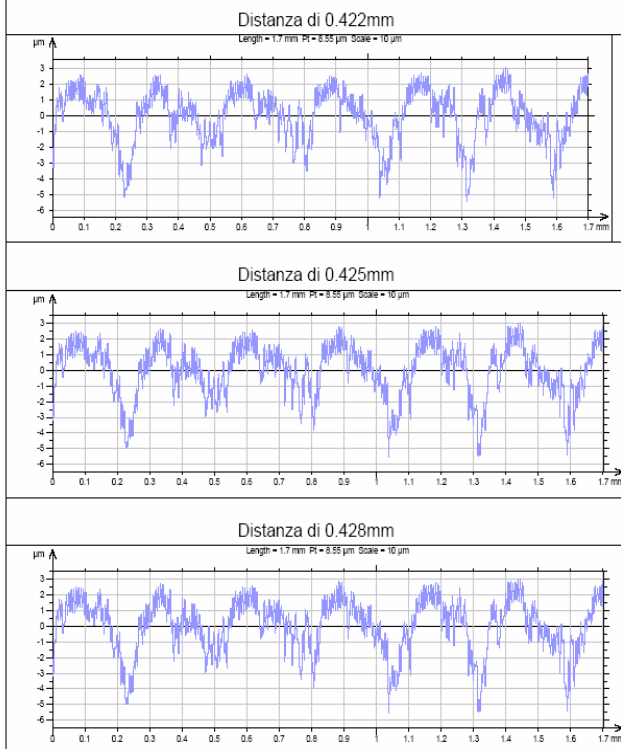
Rugosità estratta con cut-off di 0.8mm



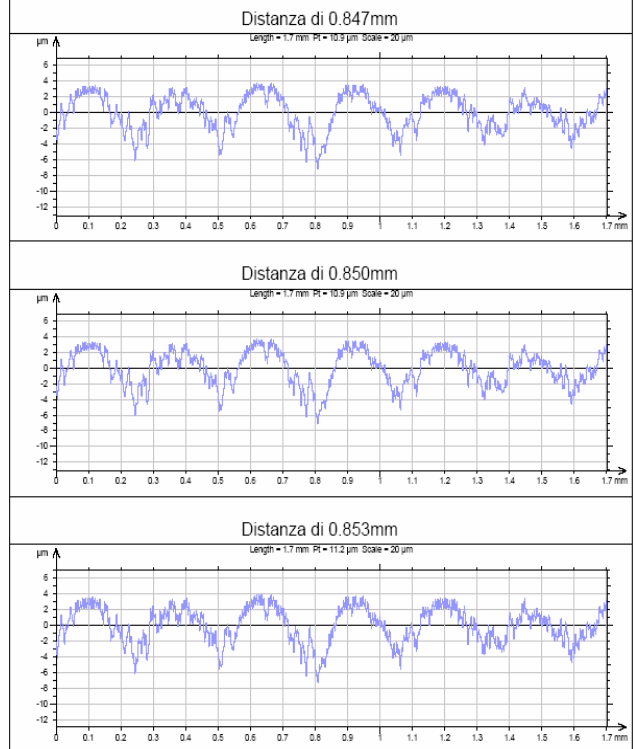
Curve di Abbott e distribuzione delle asperità



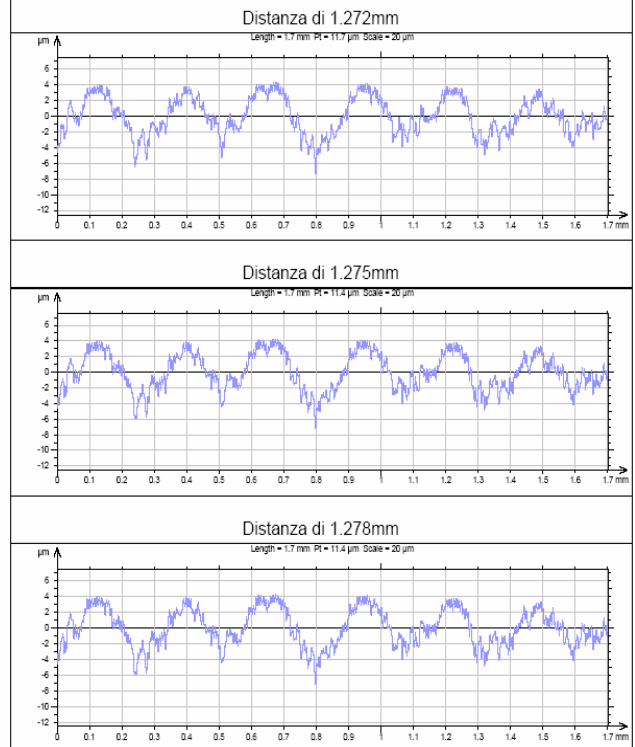
Estrazione profili: 1° tripletta al di sopra della zona centrale



Estrazione profili: 2° tripletta in corrispondenza della zona centrale



Estrazione profili: 3° tripletta al di sotto della zona centrale



Parameters calculated on the surface

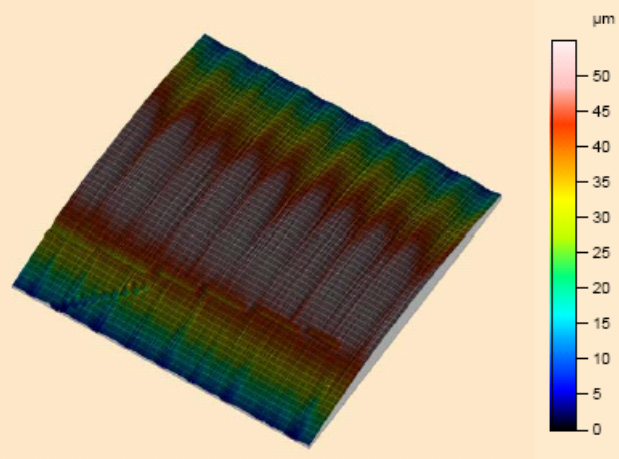
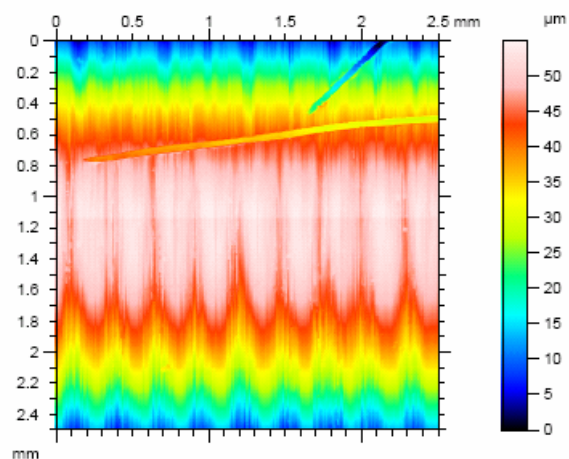
Amplitude Parameters

Sa = 1.74 μ m
Sq = 2.14 μ m
Sp = 6.3 μ m
Sv = 9.01 μ m
St = 15.3 μ m
Ssk = -0.564
Sku = 2.91
Sz = 14.1 μ m

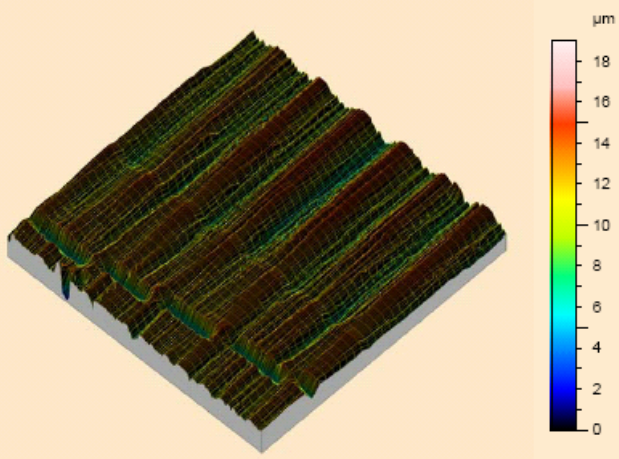
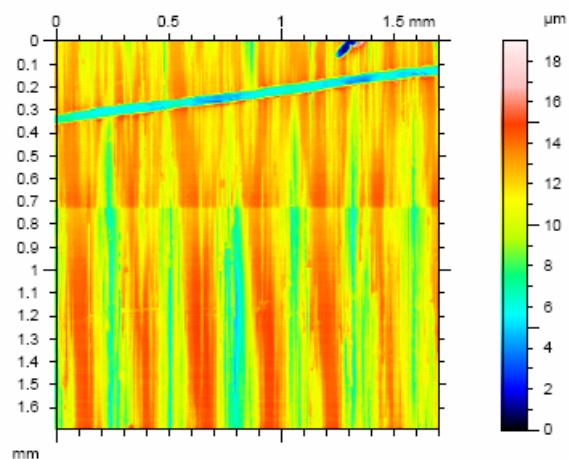
Area & volume Parameters

STp = 0 % (1 μ m under the highest peak)
SHIp = 3.74 μ m (20%-80%)
Snmr = 0.00901 mm³/mm²
Smvr = 0.0063 mm³/mm²
Smr = 0 % (1 μ m under the highest peak)

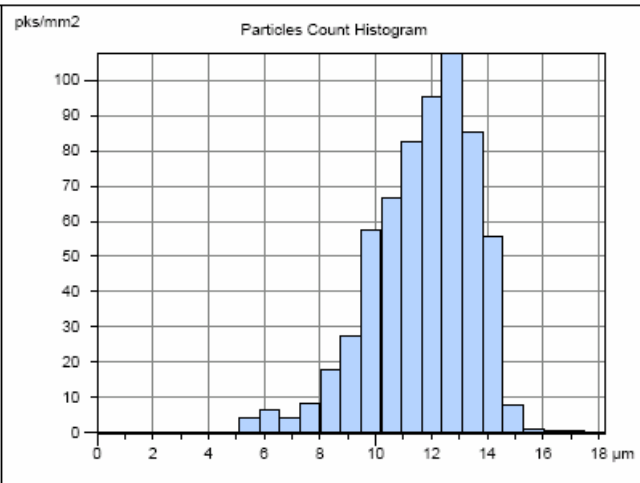
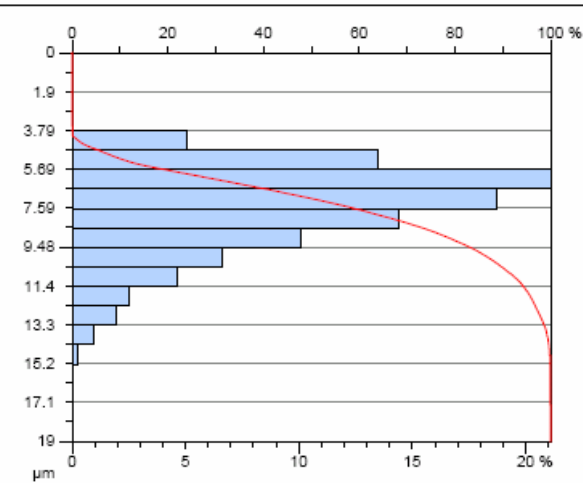
Provino C6 misurato in direzione assiale con prova a fatica in corso, con tavolo antivibrante in funzione



Rugosità estratta con cut-off di 0.8mm

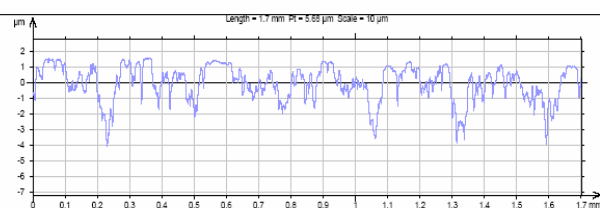


Curve di Abbott e distribuzione delle asperità

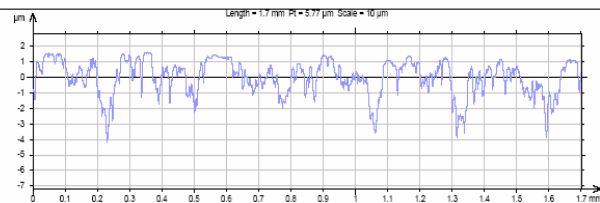


Estrazione profili: 1° tripletta al di sopra della zona centrale

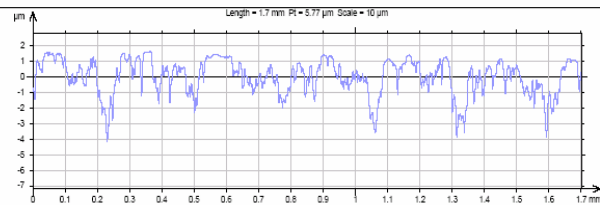
Distanza di 0.422mm



Distanza di 0.425mm

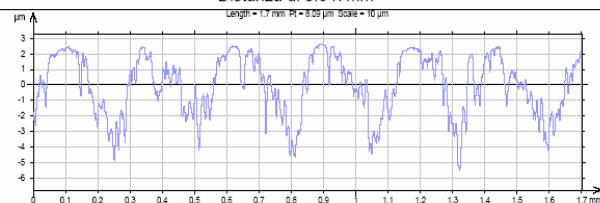


Distanza di 0.428mm

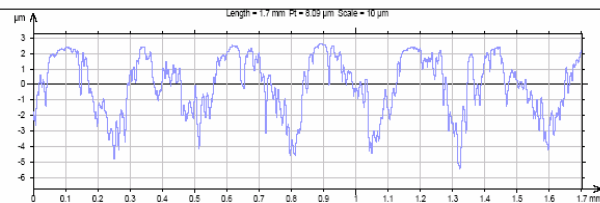


Estrazione profili: 2° tripletta in corrispondenza della zona centrale

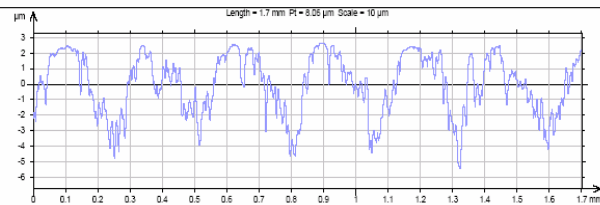
Distanza di 0.847mm



Distanza di 0.850mm

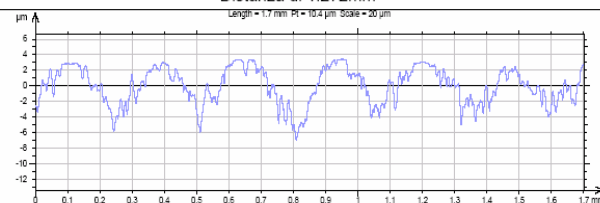


Distanza di 0.853mm

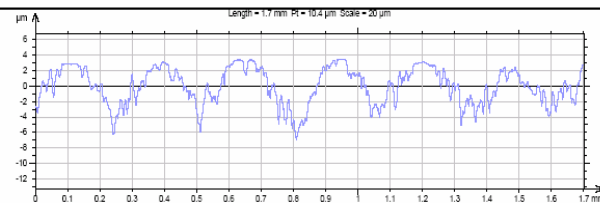


Estrazione profili: 3° tripletta al di sotto della zona centrale

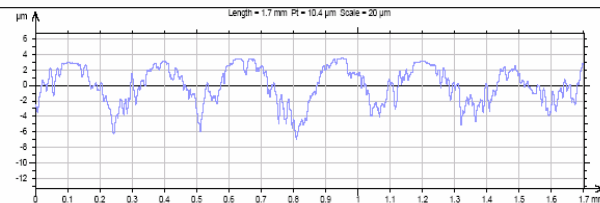
Distanza di 1.272mm



Distanza di 1.275mm



Distanza di 1.278mm



Parameters calculated on the surface

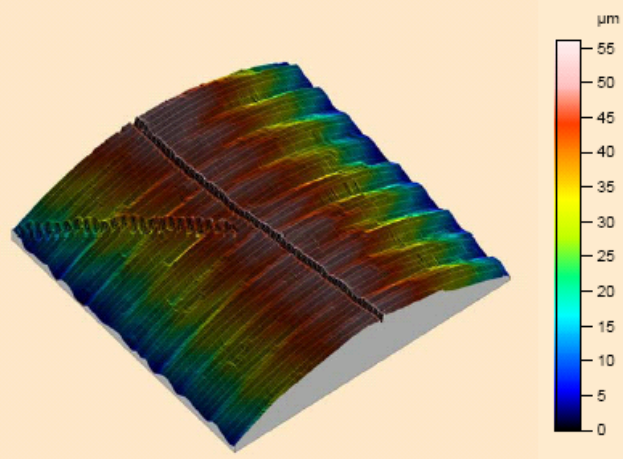
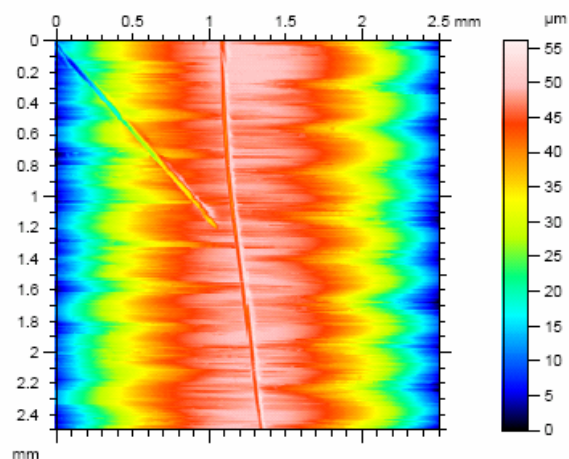
Amplitude Parameters

Sa = 1.66 µm
Sq = 2.1 µm
Sp = 7.53 µm
Sv = 11.4 µm
St = 19 µm
Sek = -0.888
Sku = 3.68
Sz = 17 µm

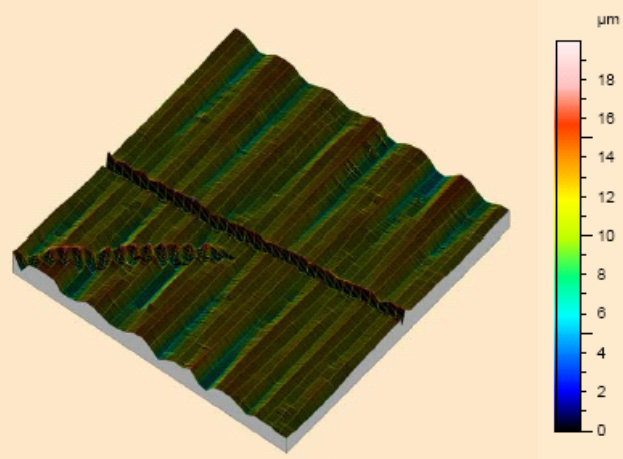
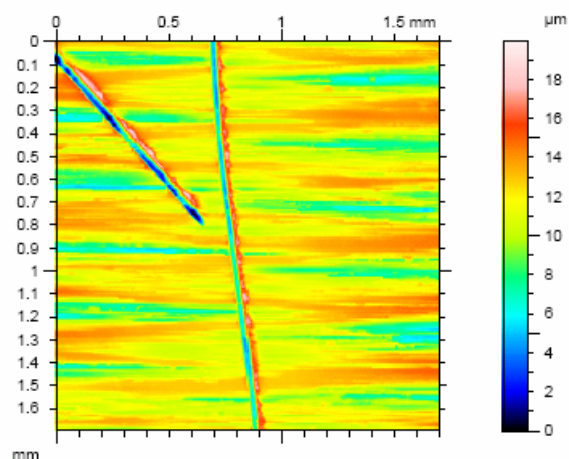
Area & volume Parameters

STp = 0 % (1 µm under the highest peak)
SHp = 3.43 µm (20%-80%)
Smmr = 0.0114 mm³/mm²
Smvr = 0.00753 mm³/mm²
Smr = 0 % (1 µm under the highest peak)

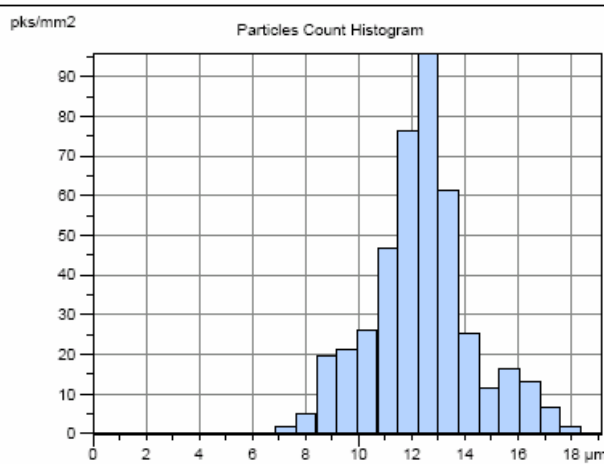
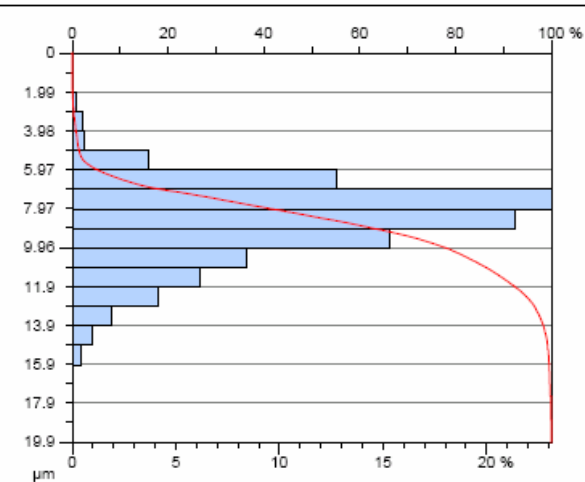
Provino C6 misurato in direzione circonferenziale senza prova a fatica, con tavolo antivibrante in funzione



Rugosità estratta con cut-off di 0.8mm

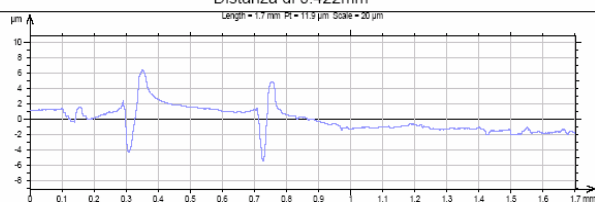


Curve di Abbott e distribuzione delle asperità

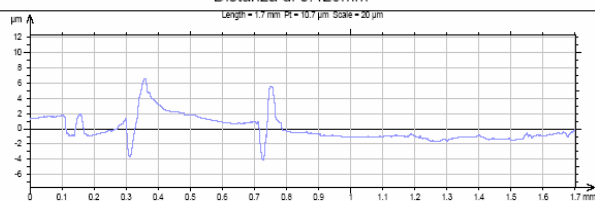


Estrazione profili: 1° tripletta al di sopra della zona centrale

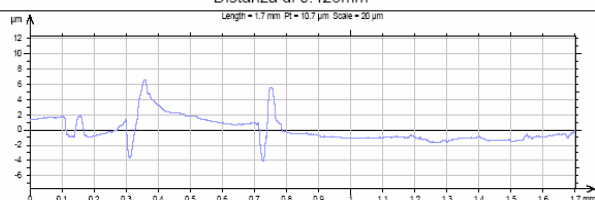
Distanza di 0.422mm



Distanza di 0.425mm

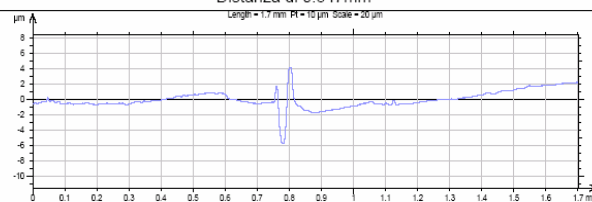


Distanza di 0.428mm

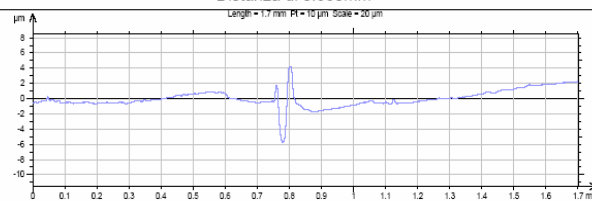


Estrazione profili: 2° tripletta in corrispondenza della zona centrale

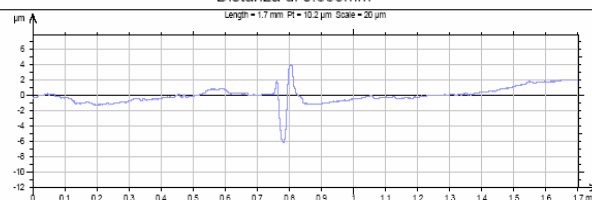
Distanza di 0.847mm



Distanza di 0.850mm

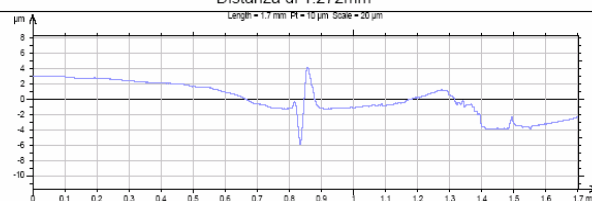


Distanza di 0.853mm

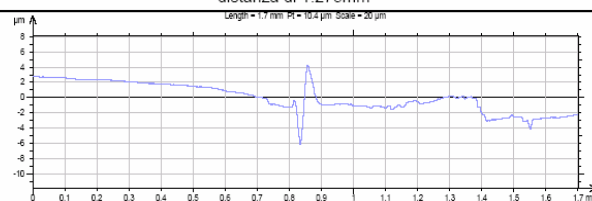


Estrazione profili: 3° tripletta al di sotto della zona centrale

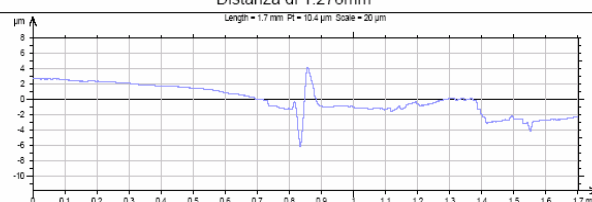
Distanza di 1.272mm



distanza di 1.275mm



Distanza di 1.278mm



Parameters calculated on the surface

Amplitude Parameters

Sa = 1.59 μ m
Sq = 2.07 μ m
Sp = 8.68 μ m
Sv = 11.2 μ m
St = 19.9 μ m
Ssk = -0.776
Sku = 4.49
Sz = 19.1 μ m

Area & volume Parameters

Stp = 0 % (1 μ m under the highest peak)
SHIp = 3.15 μ m (20%-80%)
Smmr = 0.0112 mm³/mm²
Smvr = 0.00868 mm³/mm²
Smr = 0 % (1 μ m under the highest peak)

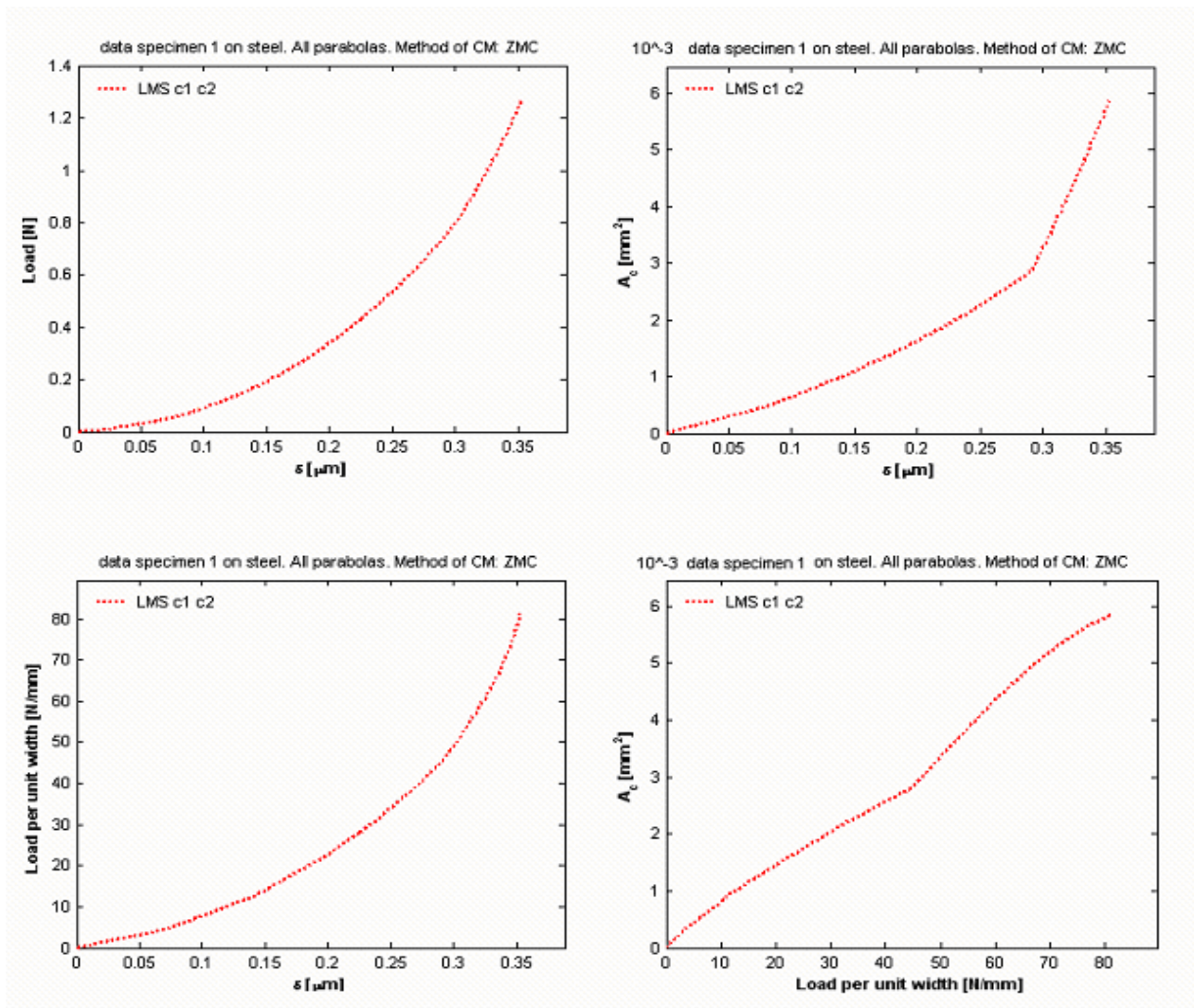
APPENDICE 3: Risultati delle simulazioni effettuate.

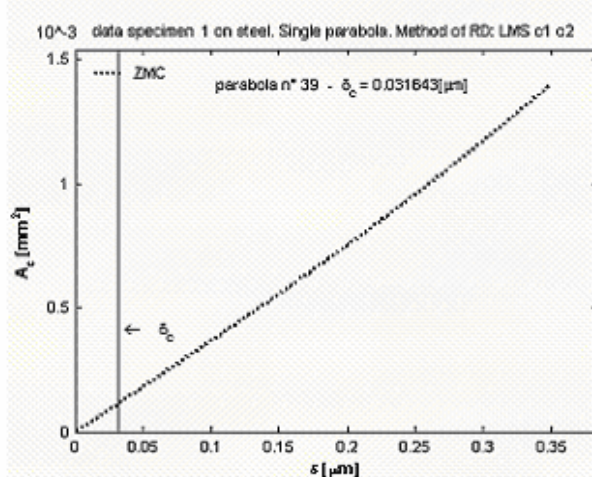
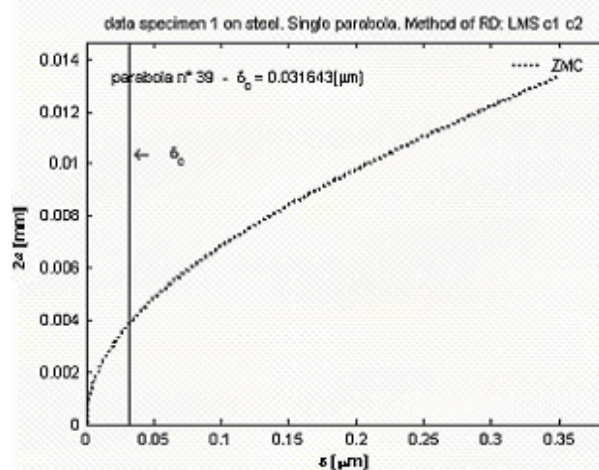
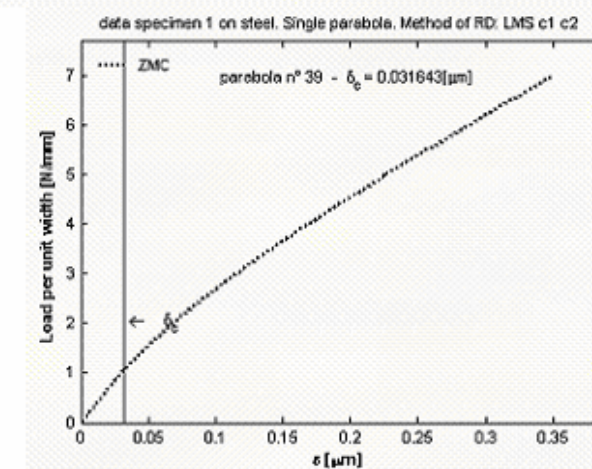
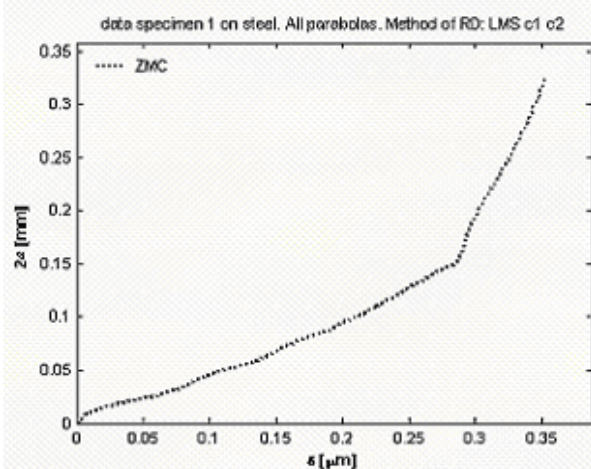
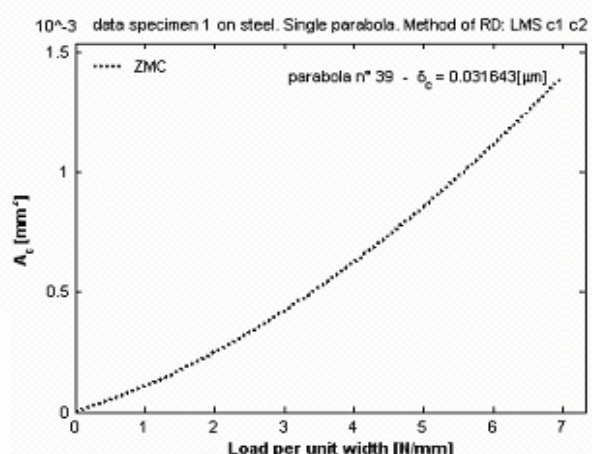
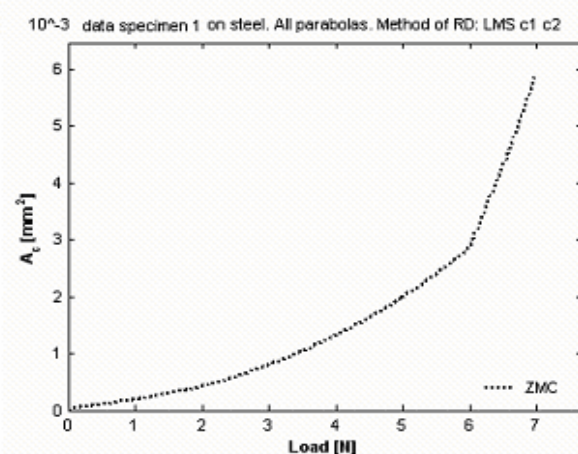
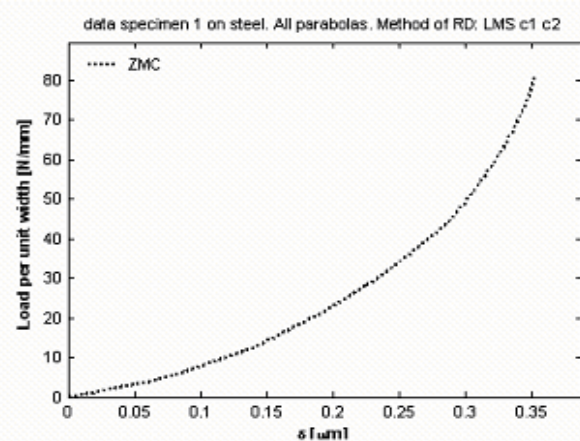
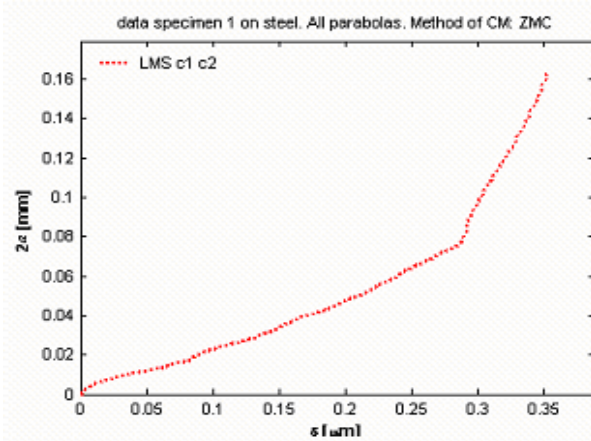
Qui di seguito riportiamo tutti i grafici derivanti dalle simulazioni che abbiamo effettuato e che abbiamo utilizzato per l'estrapolazione dei dati numerici necessari per la determinazione delle prestazioni limiti dei diversi provini a cui si riferiscono.

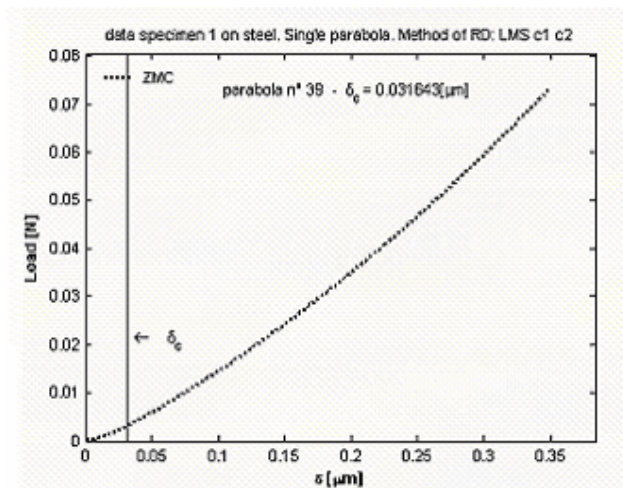
A. 3.1 Risultati delle simulazioni effettuate sul provino C2.

PROVA 1:

- Condizioni di riferimento: assiale, fatica off, tavolo antivibrante off.
- Profilo estratto nella zona centrale in corrispondenza della prima tripletta.

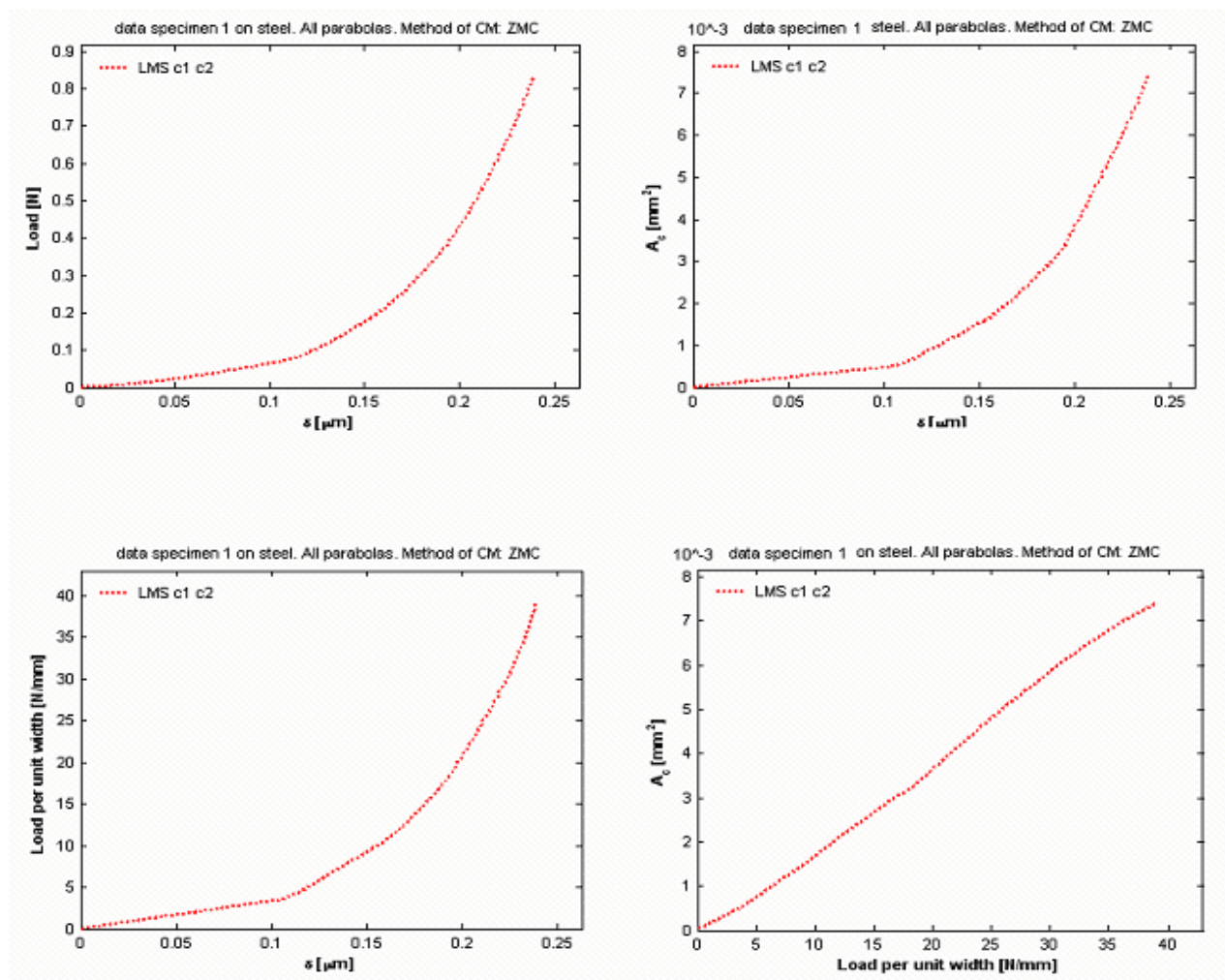


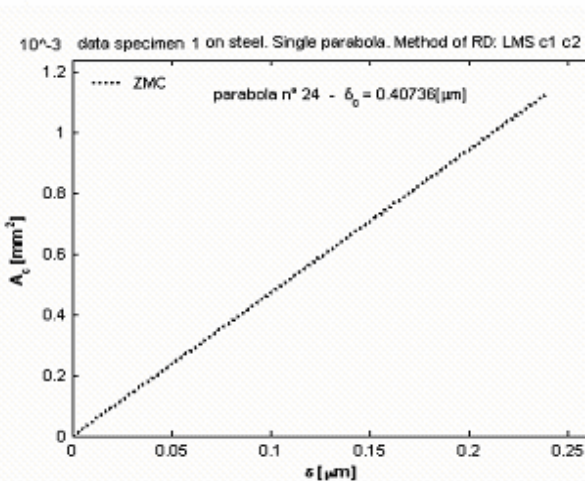
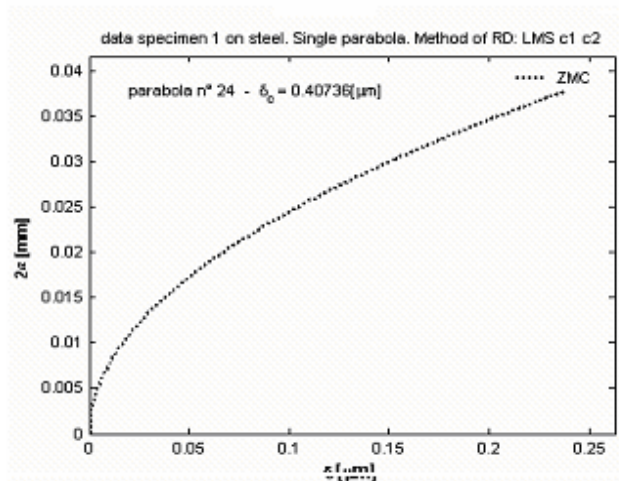
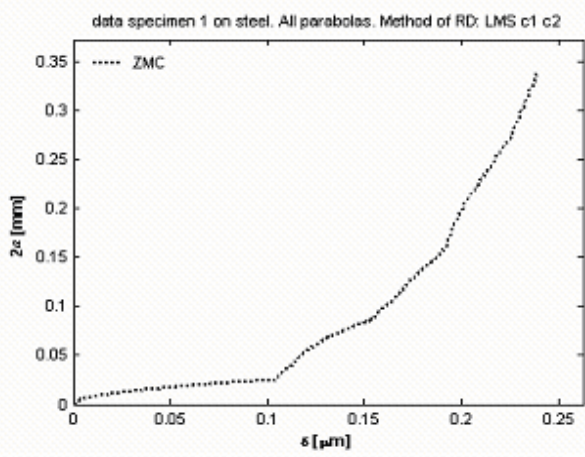
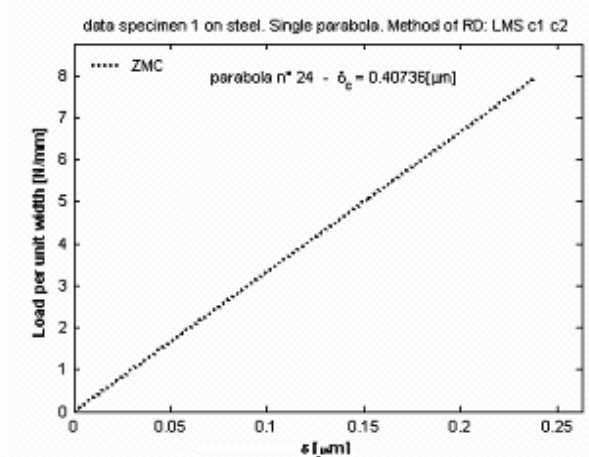
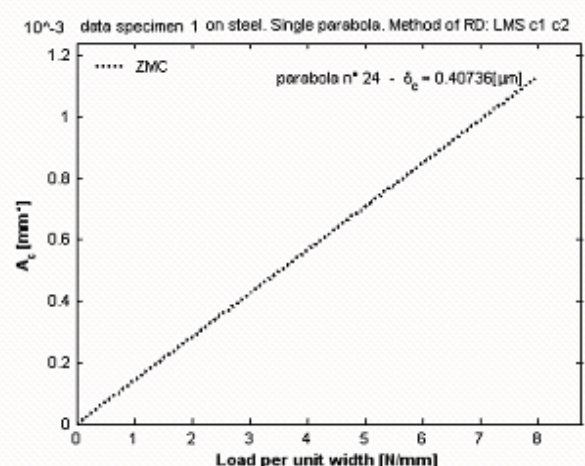
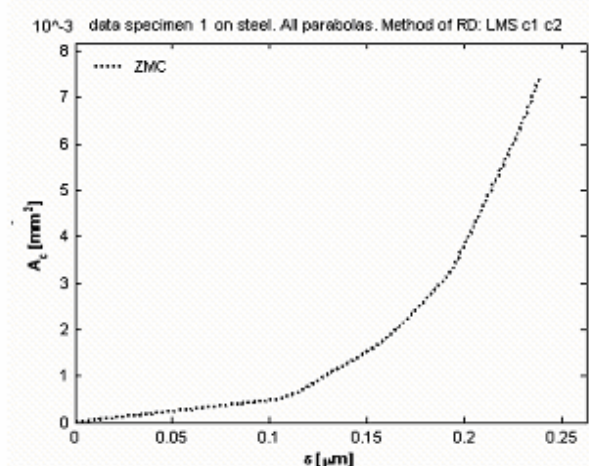
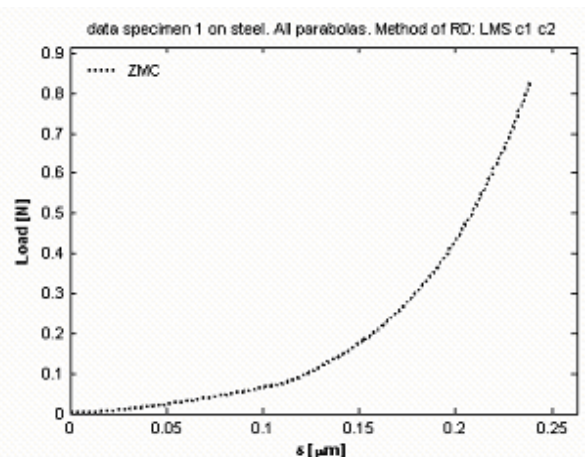
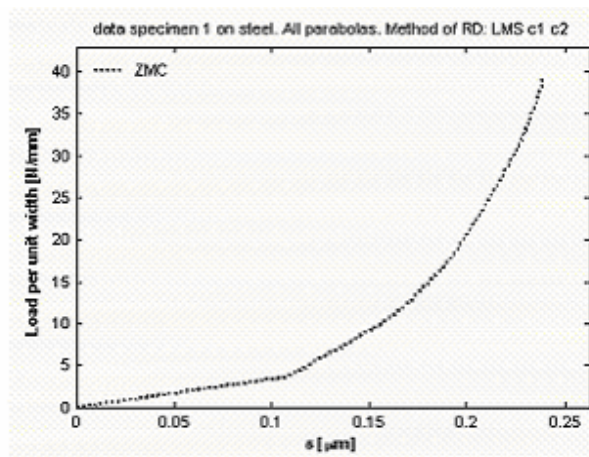


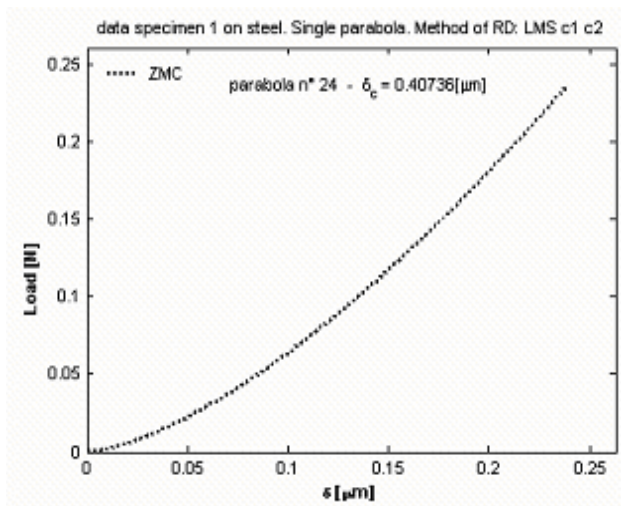


PROVA 2:

- Condizioni di riferimento: assiale, fatica off, tavolo antivibrante on.
- Profilo estratto nella zona centrale in corrispondenza della seconda tripletta.

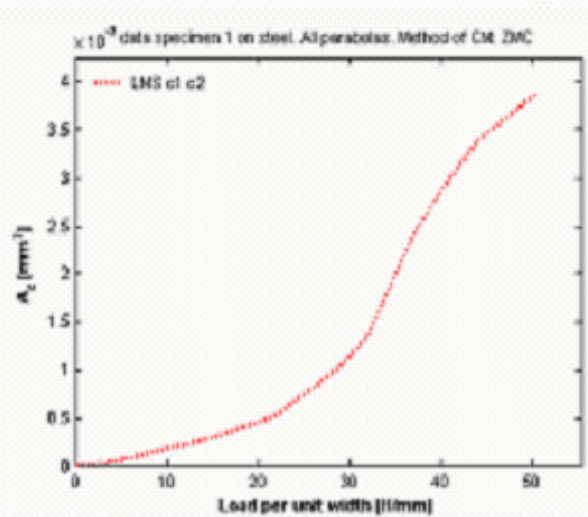
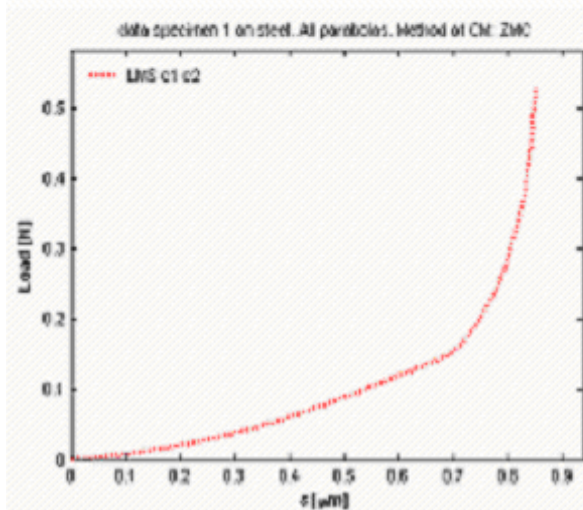
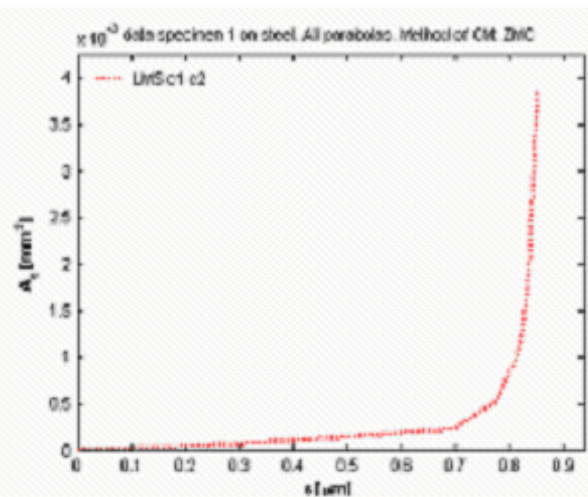
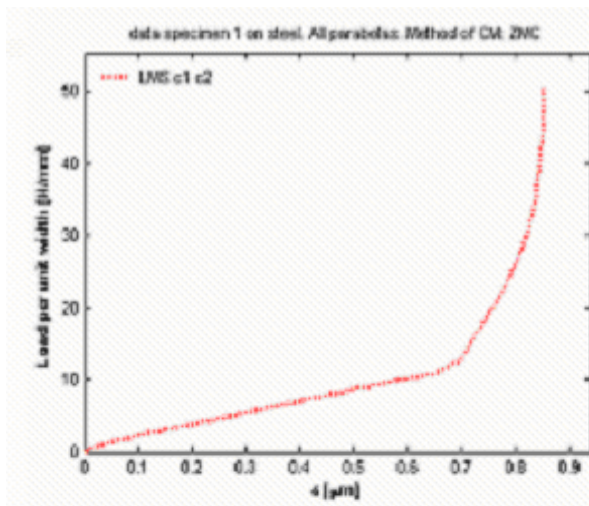


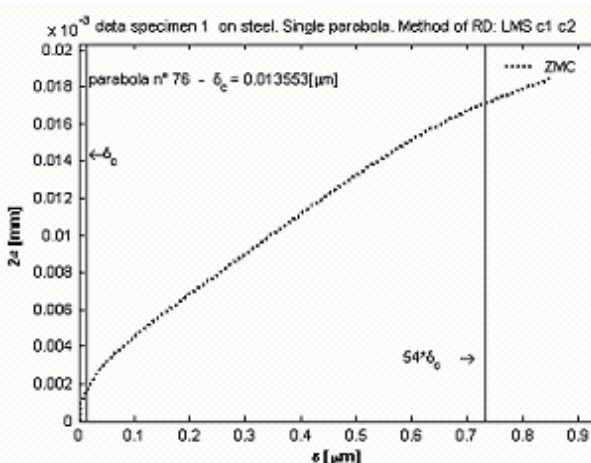
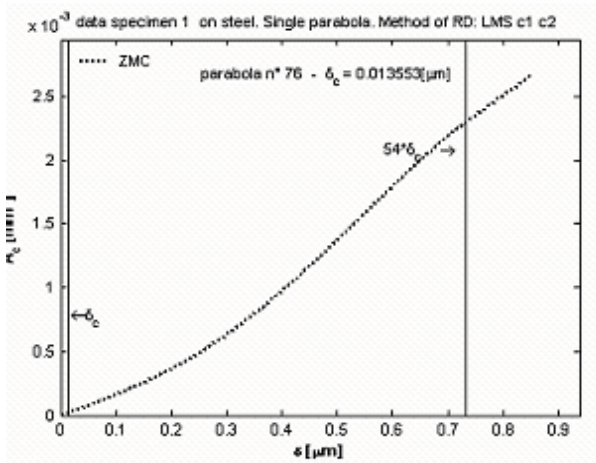
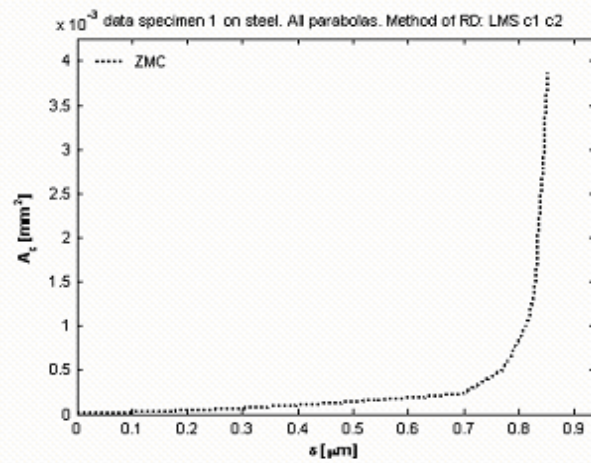
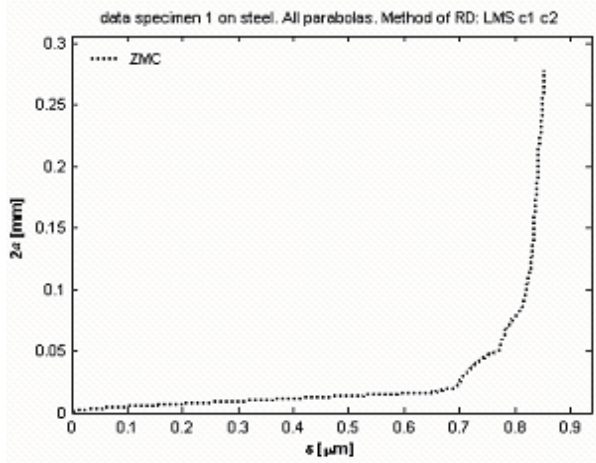
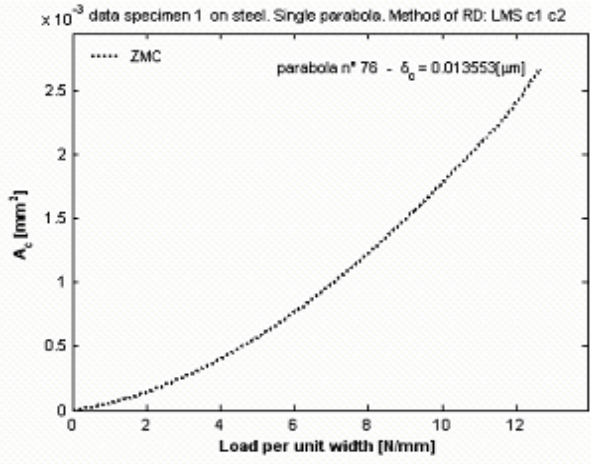
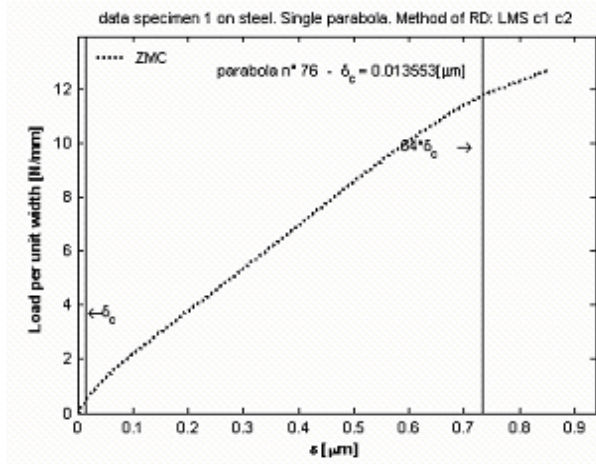
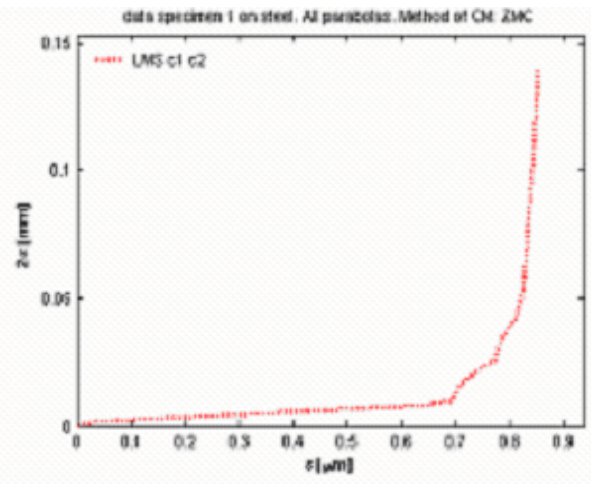
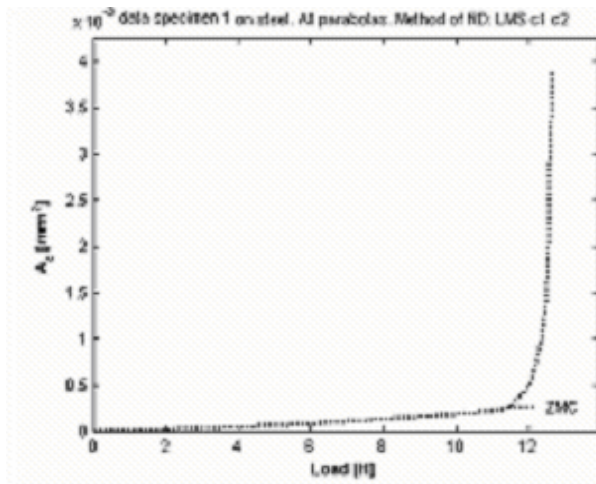


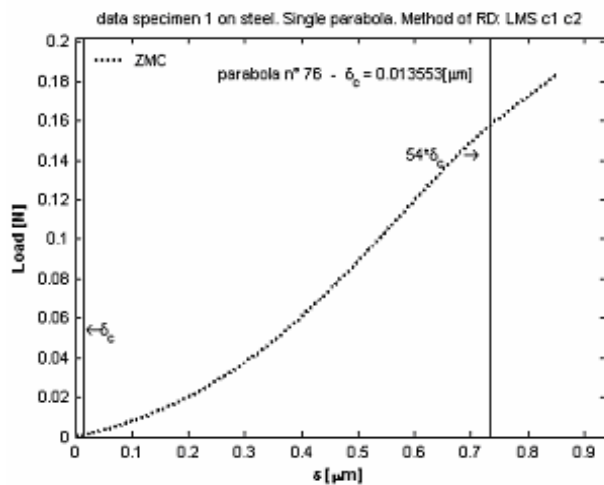


PROVA 3:

- Condizioni di riferimento: circonferenziale, fatica on, tavolo antivibrante on.
- Profilo estratto nella zona centrale in corrispondenza della prima tripletta.



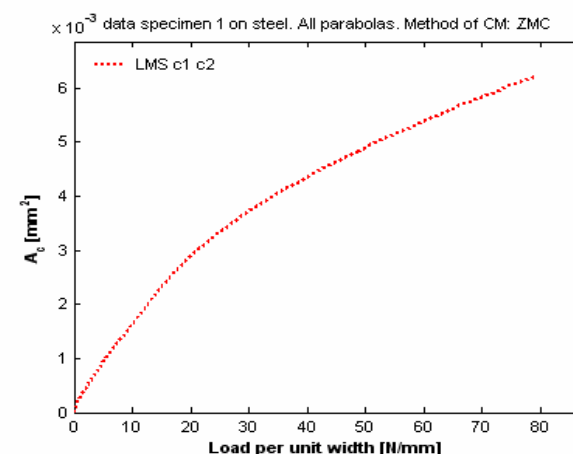
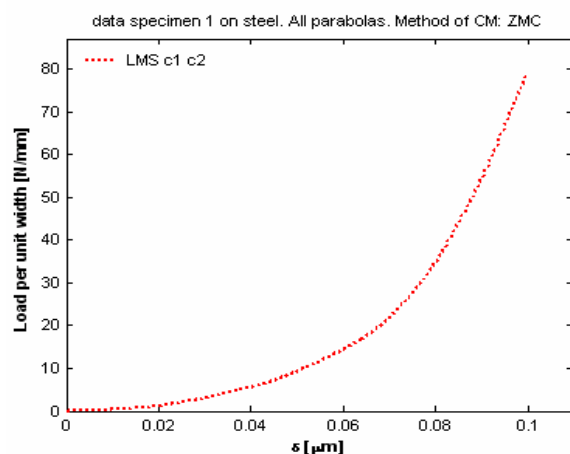
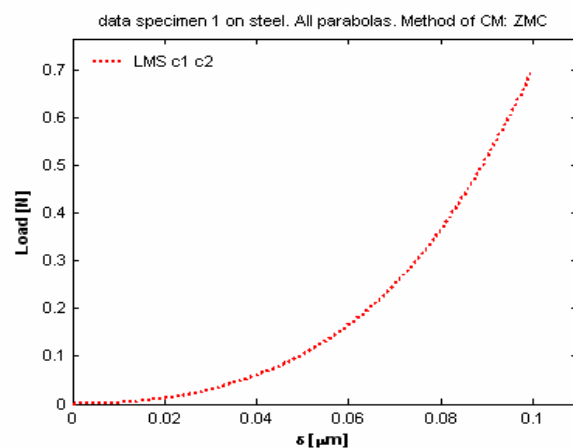
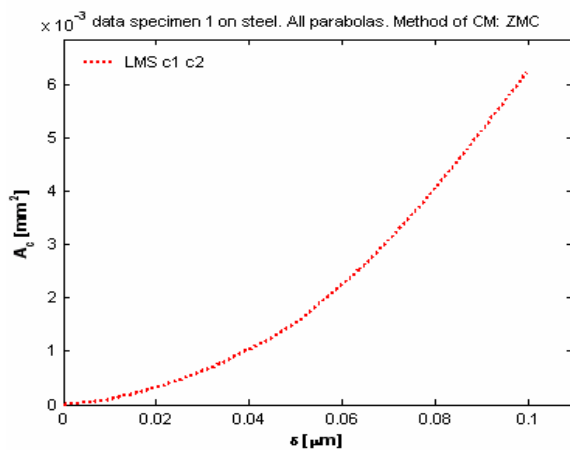


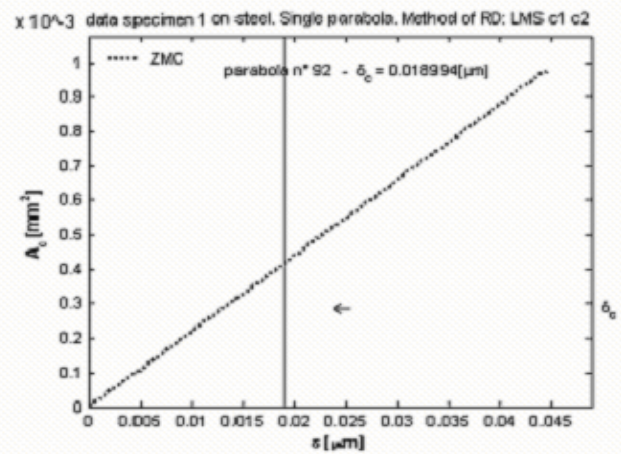
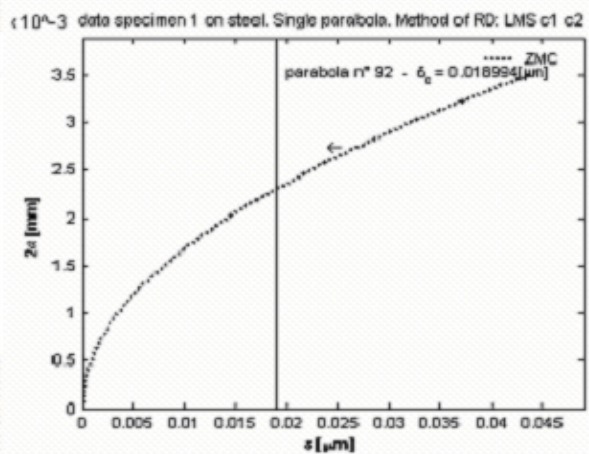
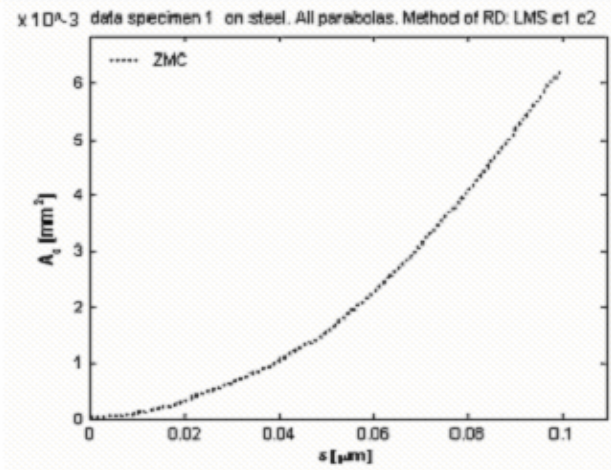
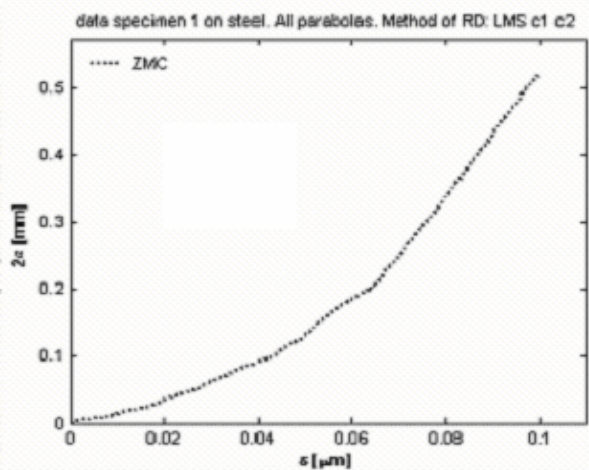
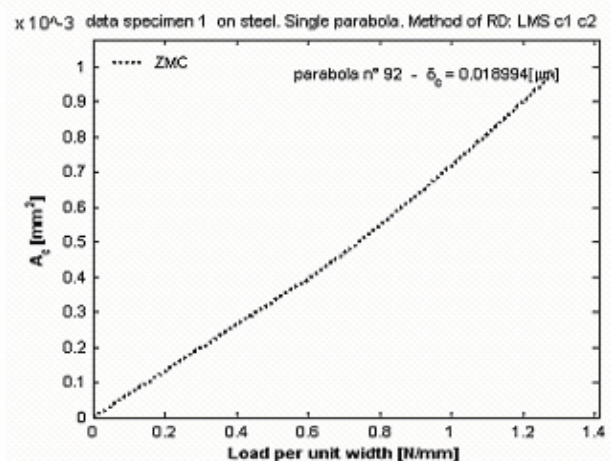
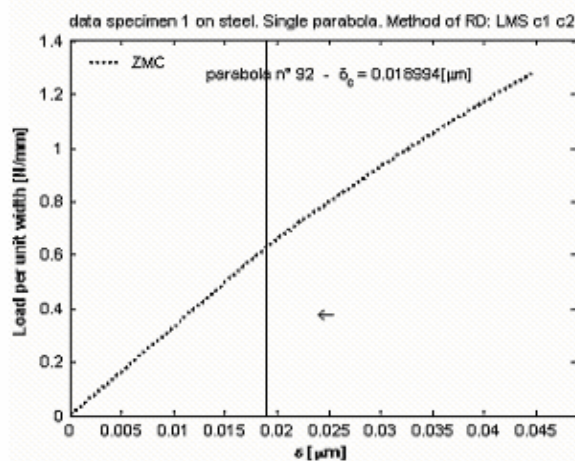
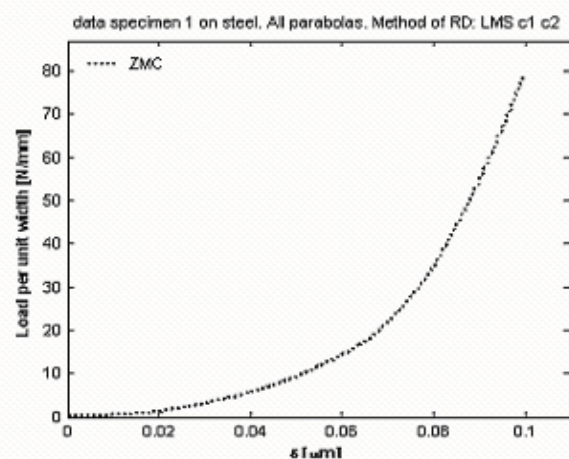
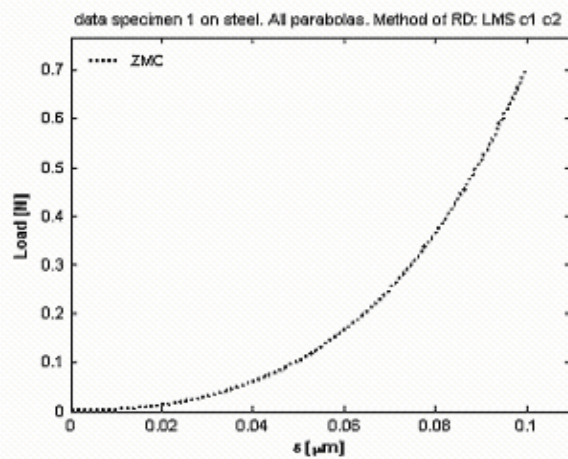


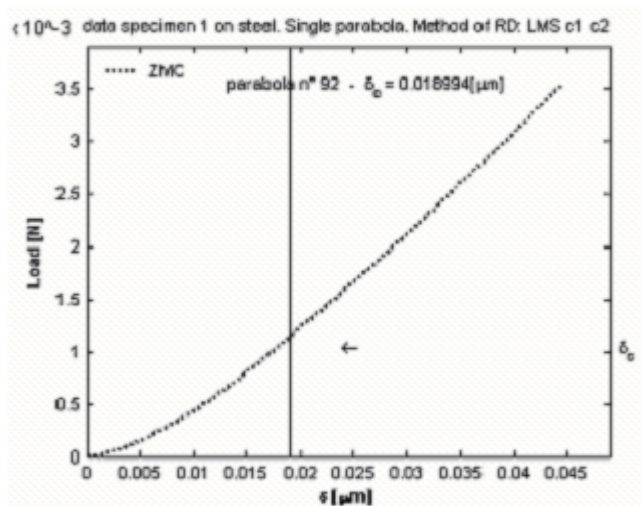
A. 3.2 Risultati delle simulazioni effettuate sul provino C4.

PROVA 1:

- Condizioni di riferimento: assiale, fatica off, tavolo antivibrante off.
- Profilo estratto nella zona centrale in corrispondenza della prima tripletta.

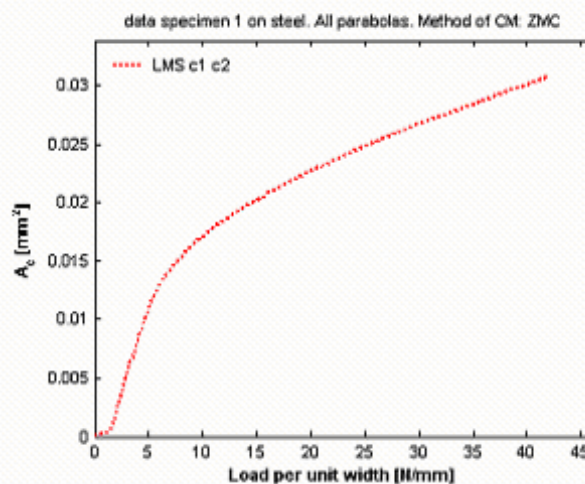
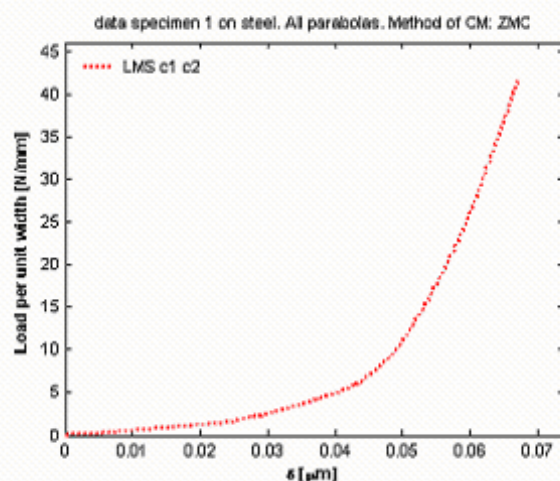
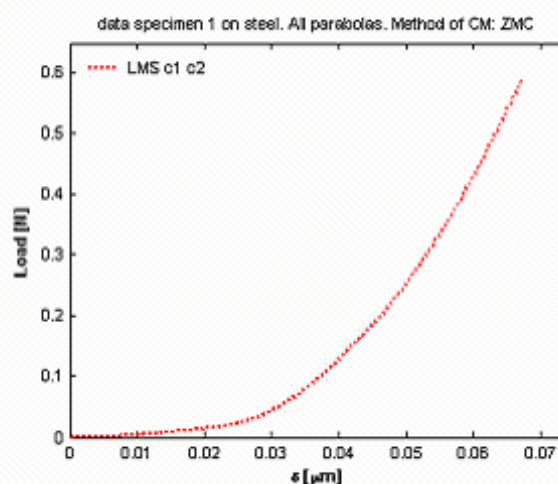
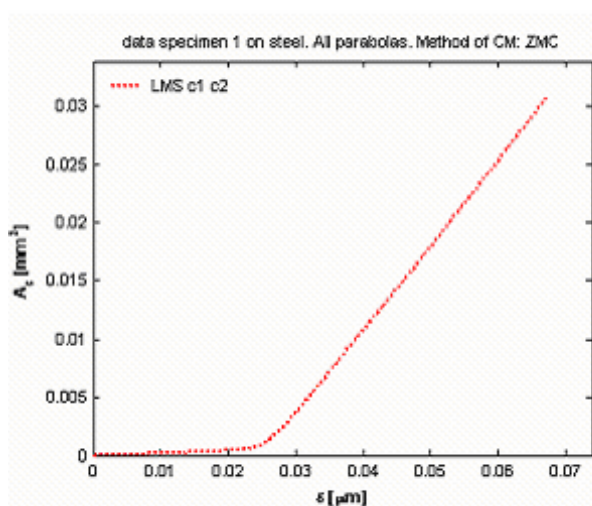


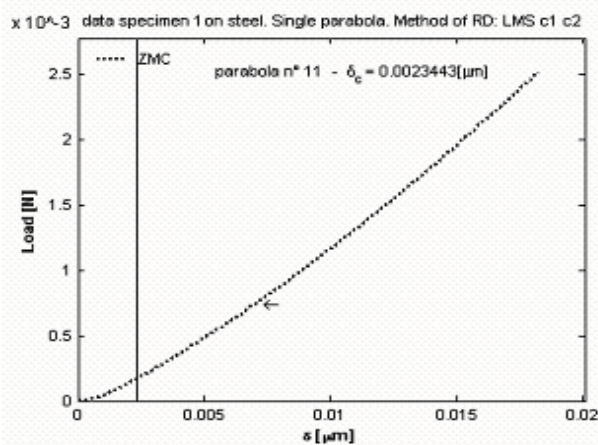
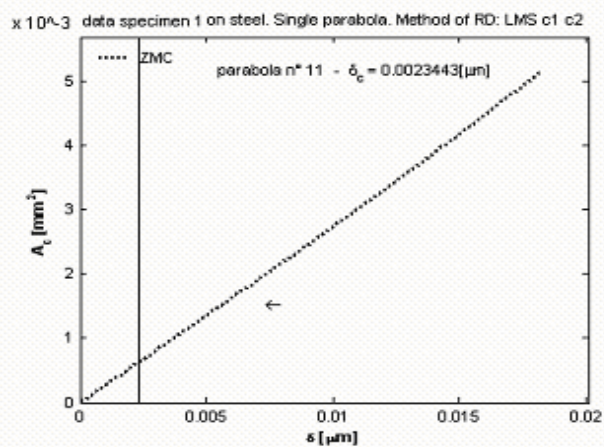
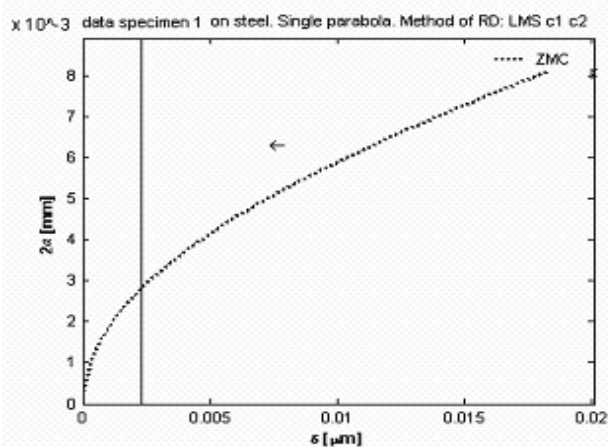
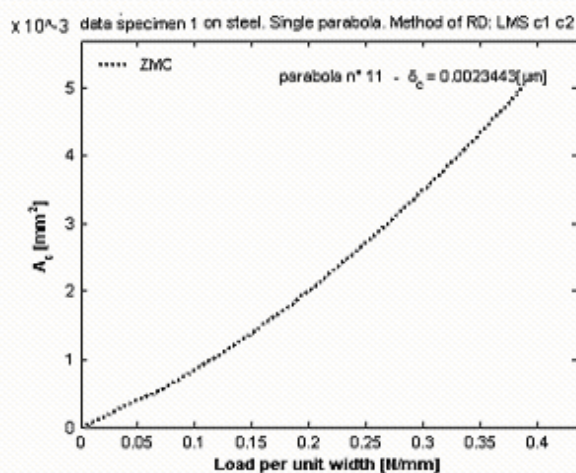
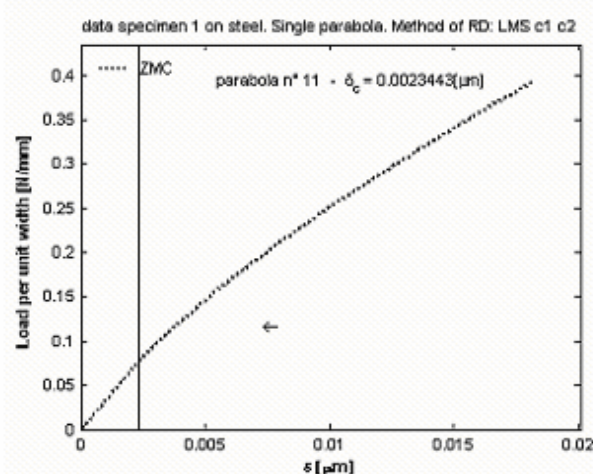
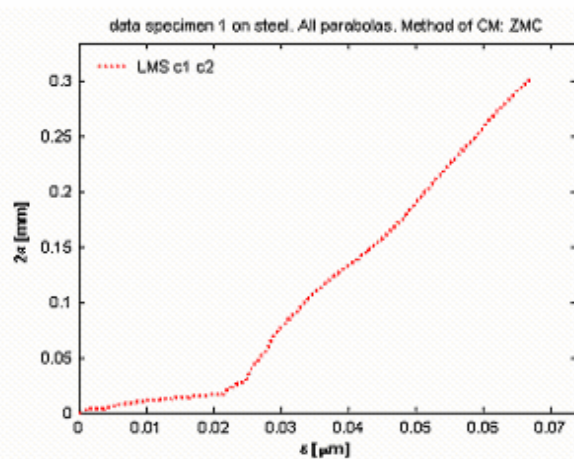
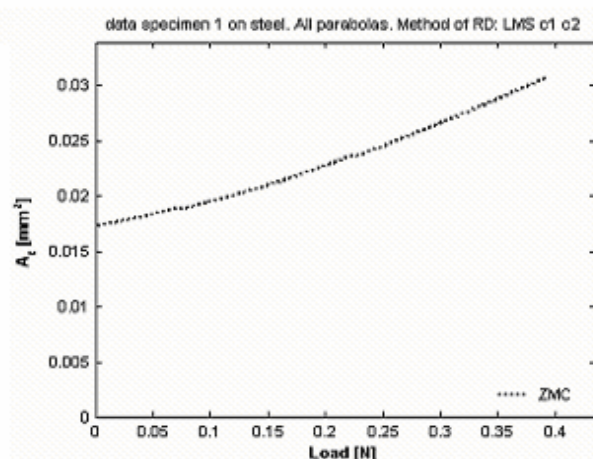




PROVA 2:

- Condizioni di riferimento: circonferenziale, fatica on, tavolo antivibrante off.
- Profilo estratto nella zona centrale in corrispondenza della prima tripletta.

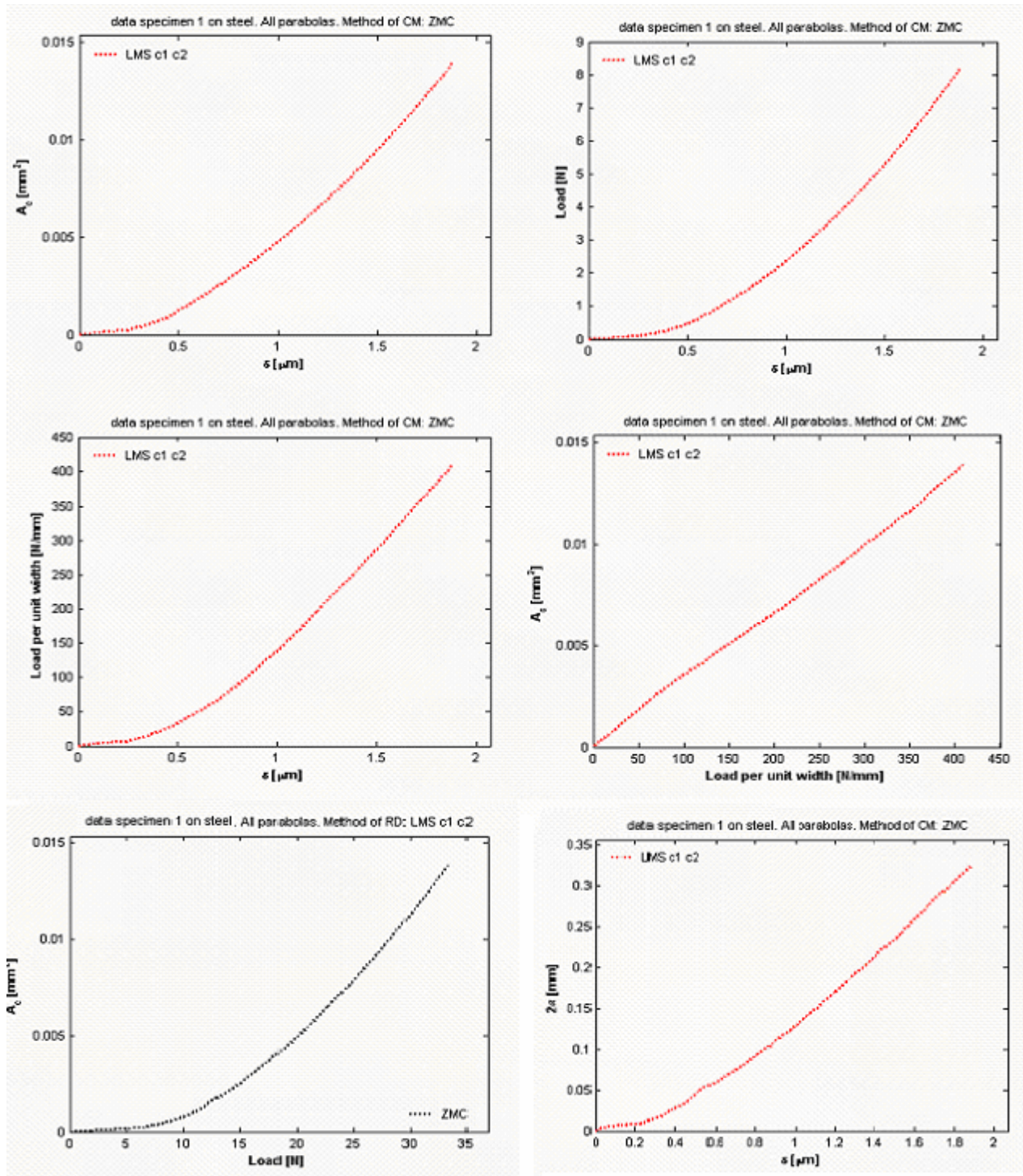


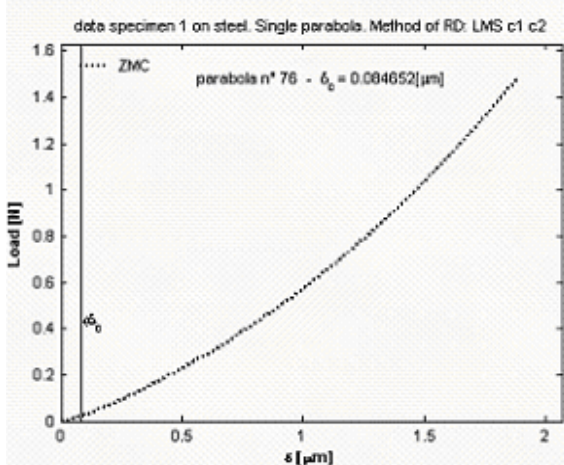
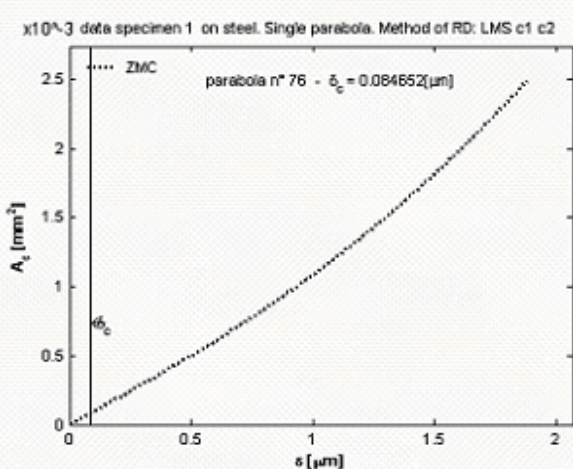
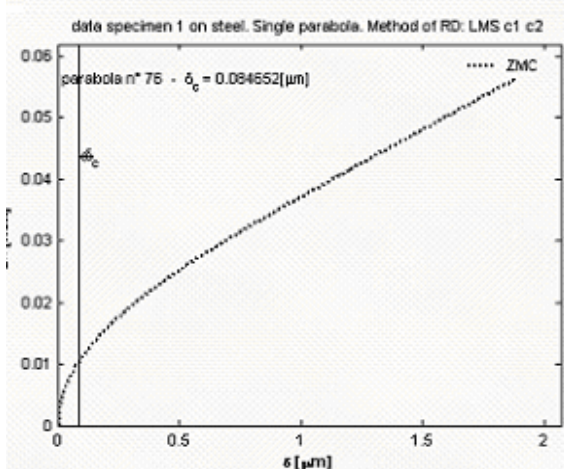
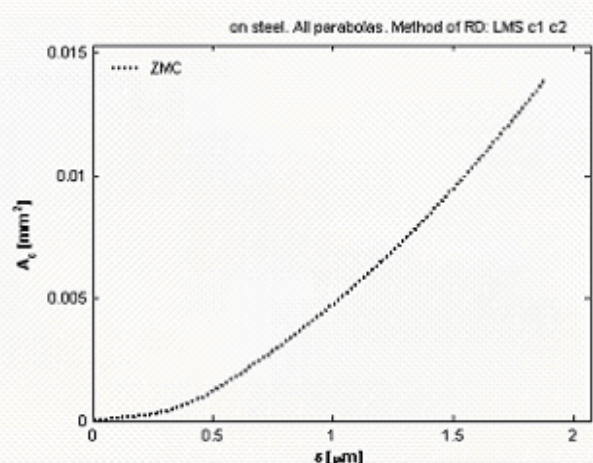
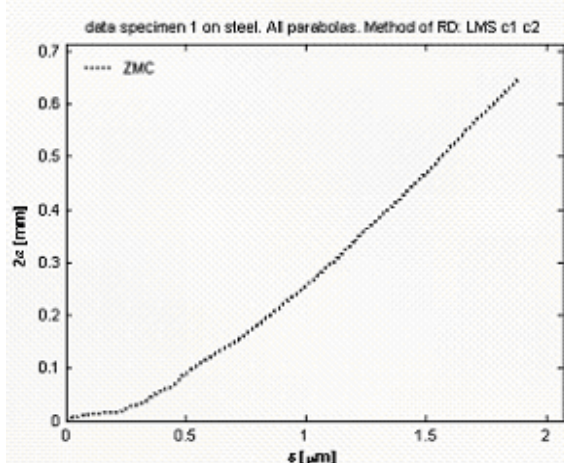
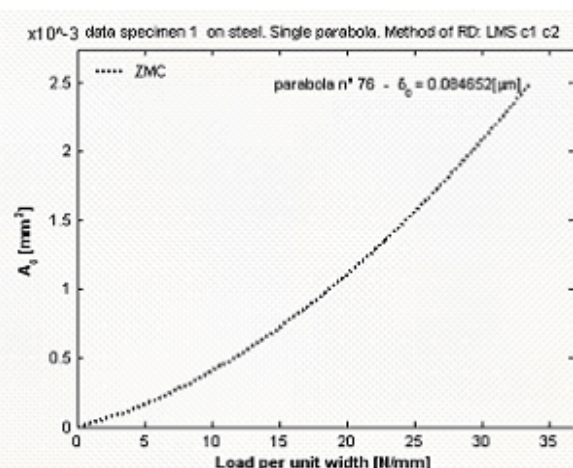
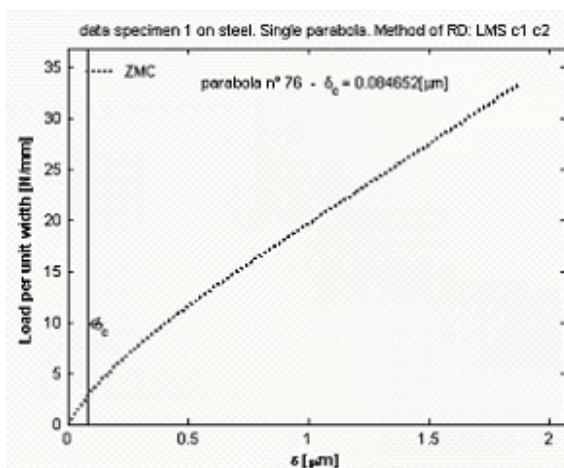


A. 3.3 Risultati delle simulazioni effettuate sul provino C6.

PROVA 1:

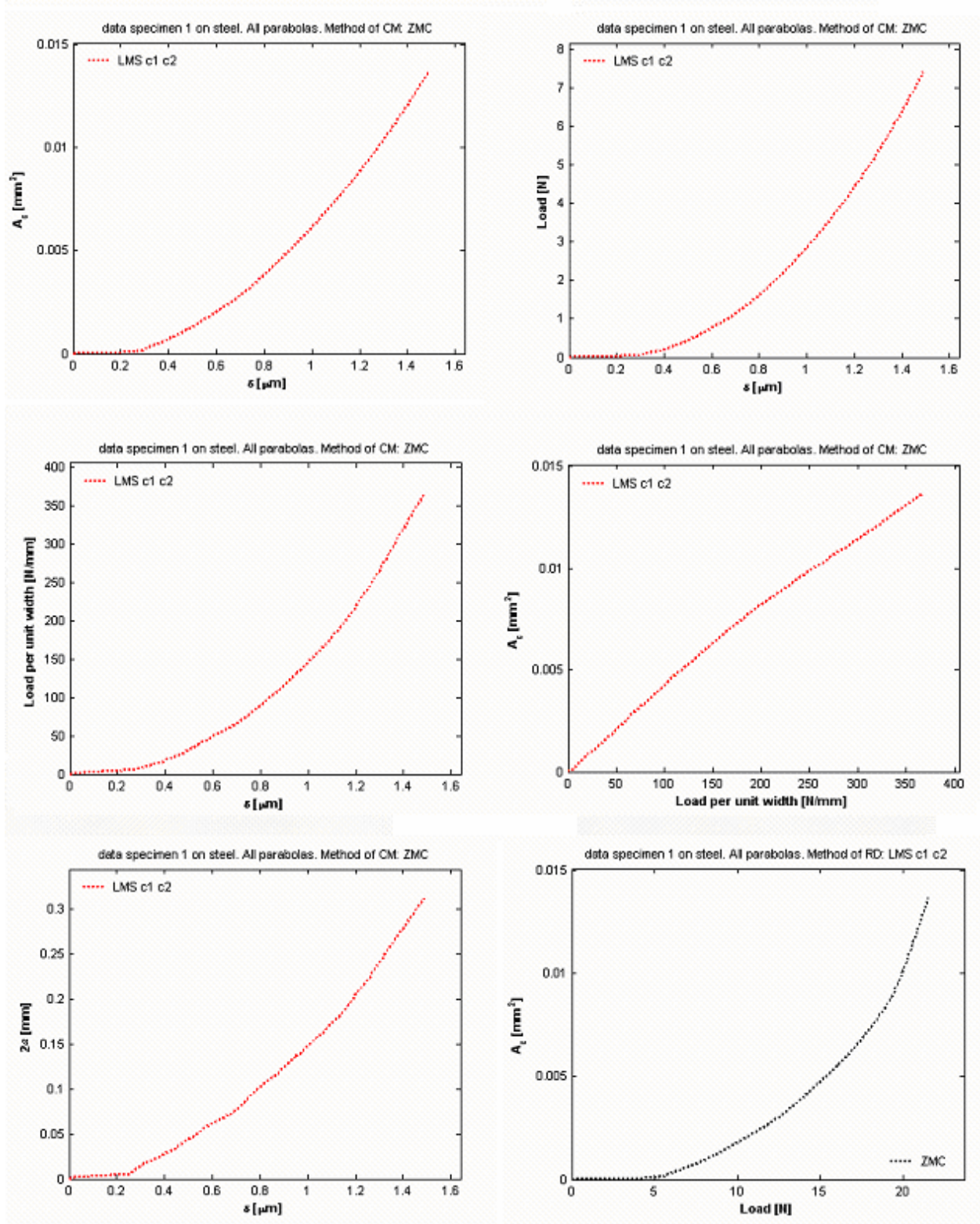
- Condizioni di riferimento: assiale, fatica on, tavolo antivibrante off.
- Profilo estratto nella zona centrale in corrispondenza della prima tripletta.

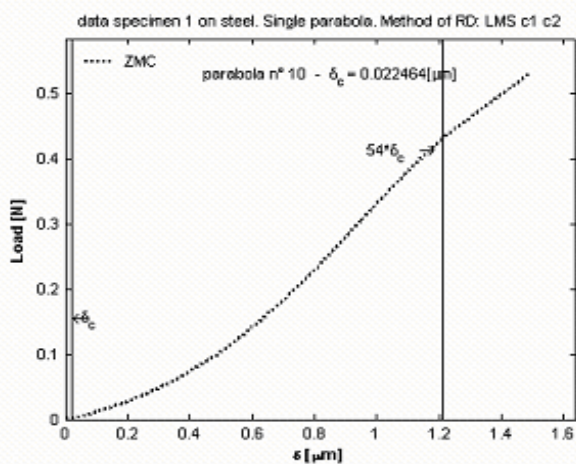
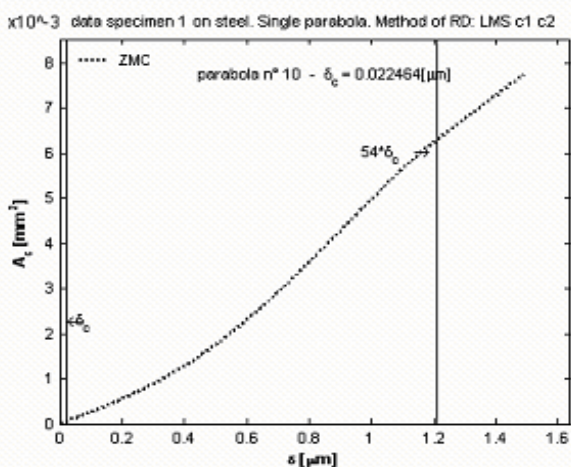
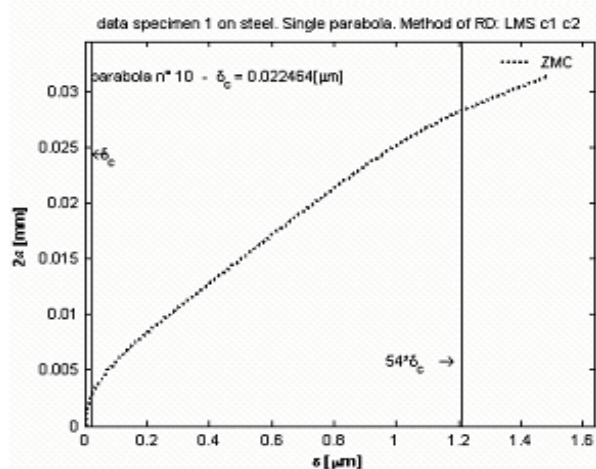
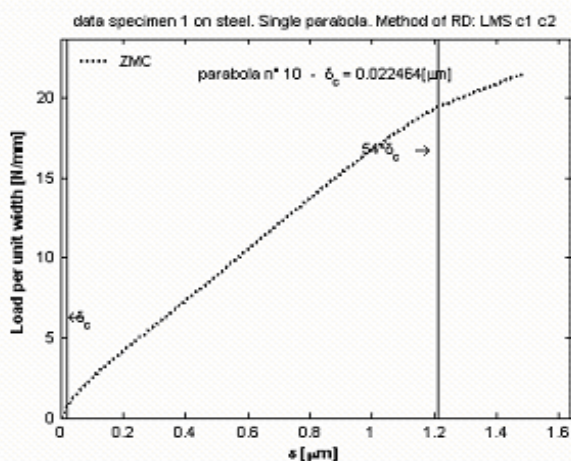
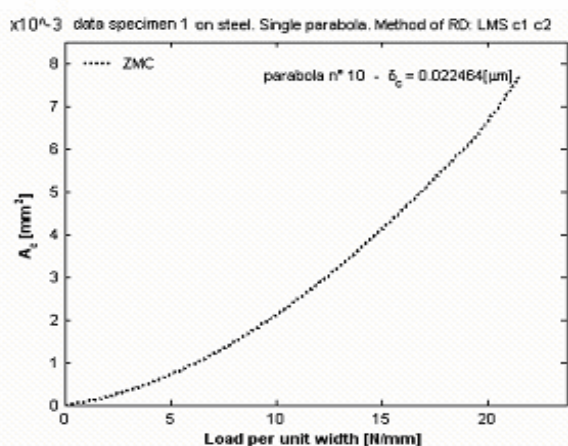
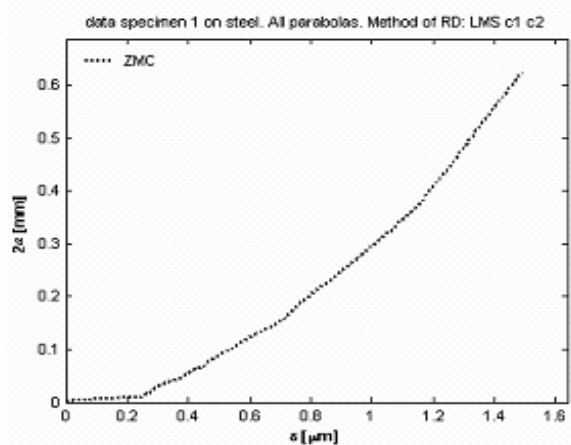
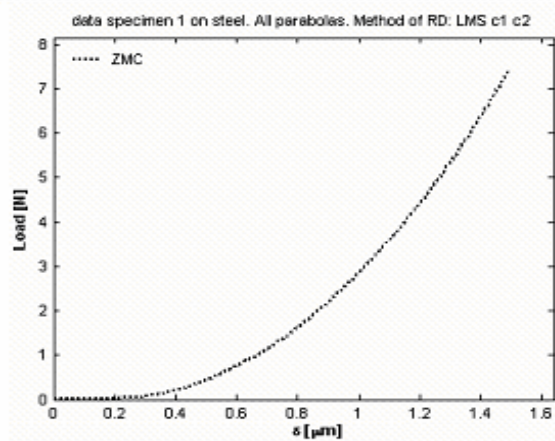




PROVA 2:

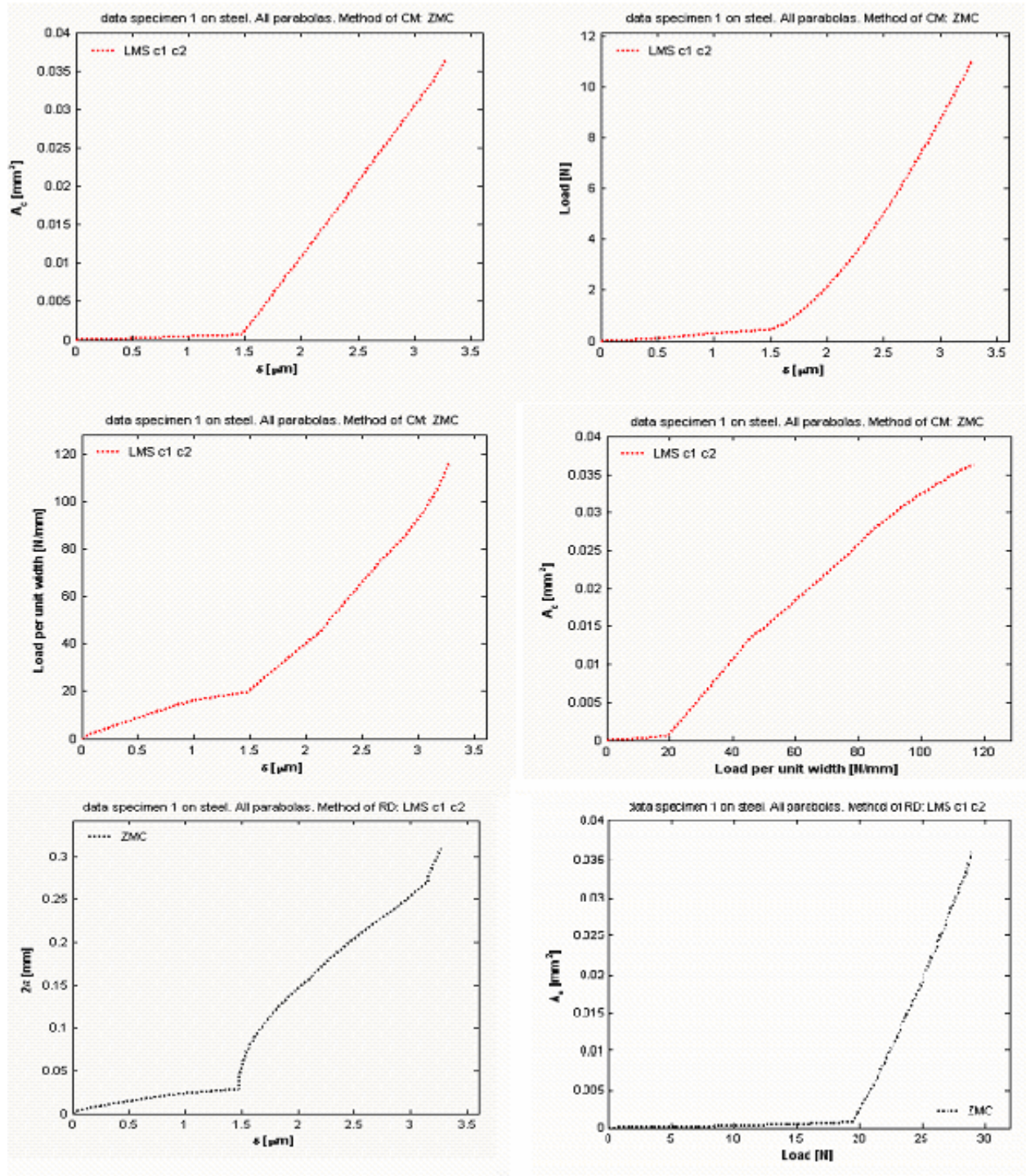
- Condizioni di riferimento: assiale, fatica on, tavolo antivibrante off.
- Profilo estratto nella zona centrale in corrispondenza della prima tripletta.

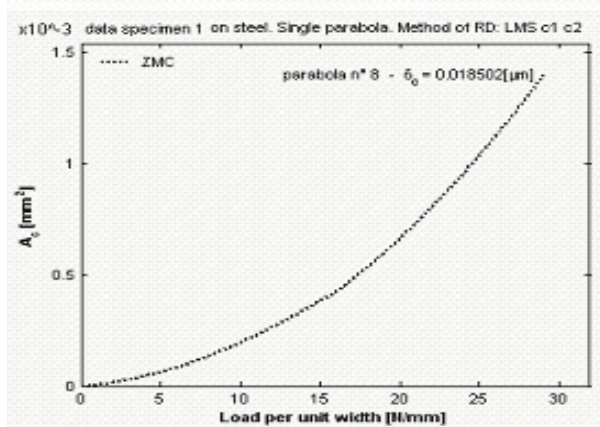
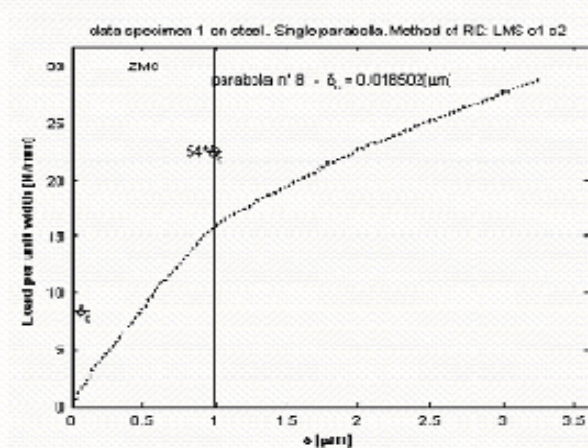
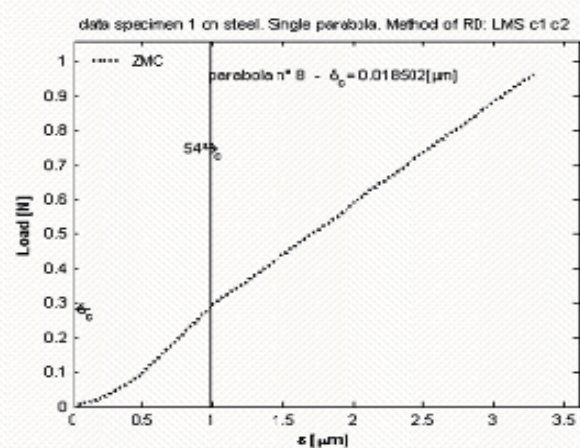
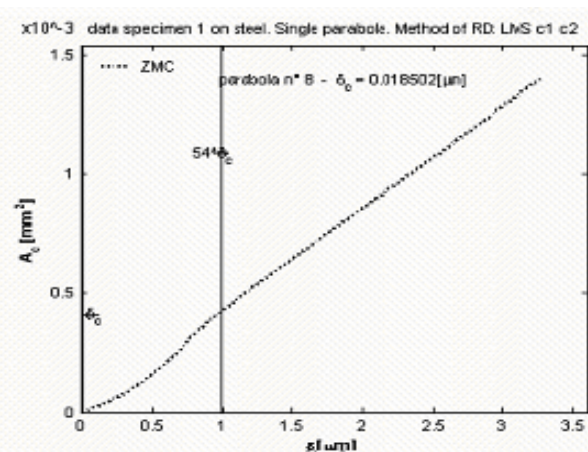
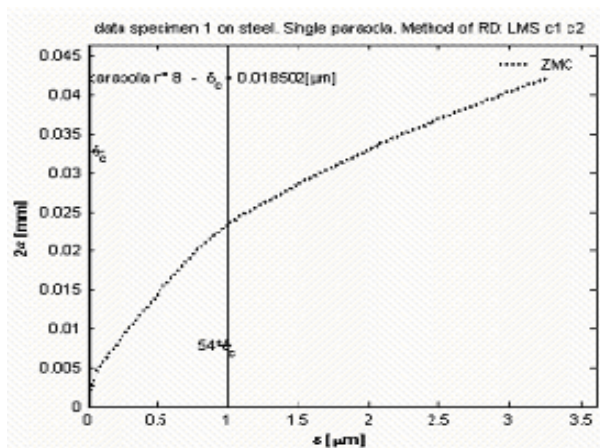




PROVA 3:

- Condizioni di riferimento: circonferenziale, fatica off, tavolo antivibrante on.
- Profilo estratto nella zona centrale in corrispondenza della prima tripletta.

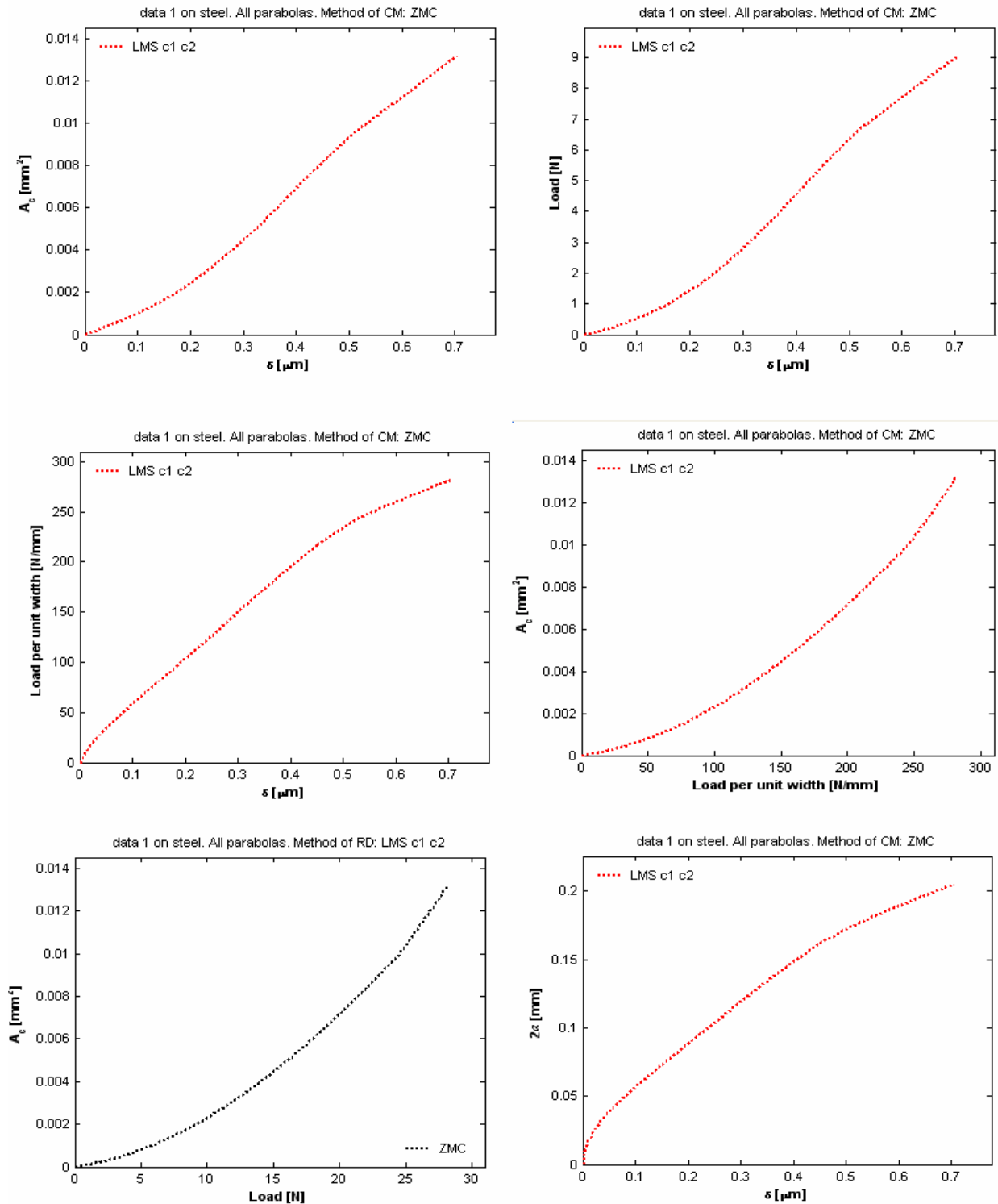


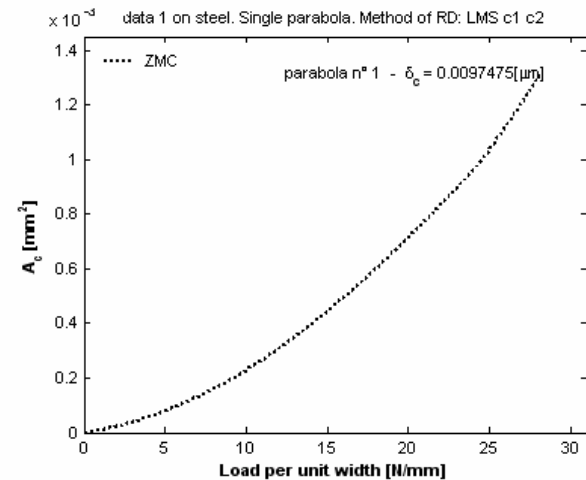
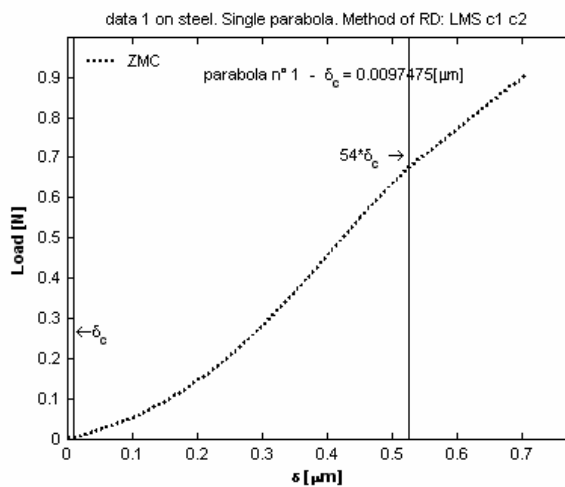
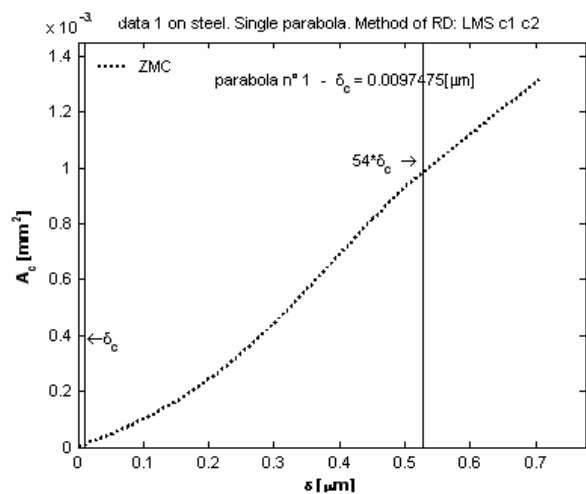
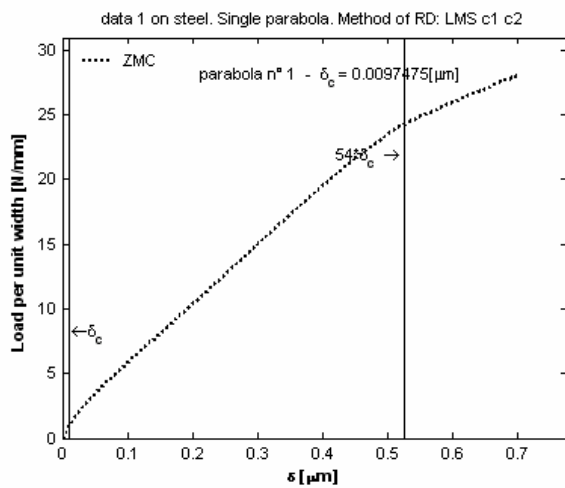


A. 3.4 Risultati delle simulazioni effettuate sui profili ideali sinusoidali.

Prova 1:

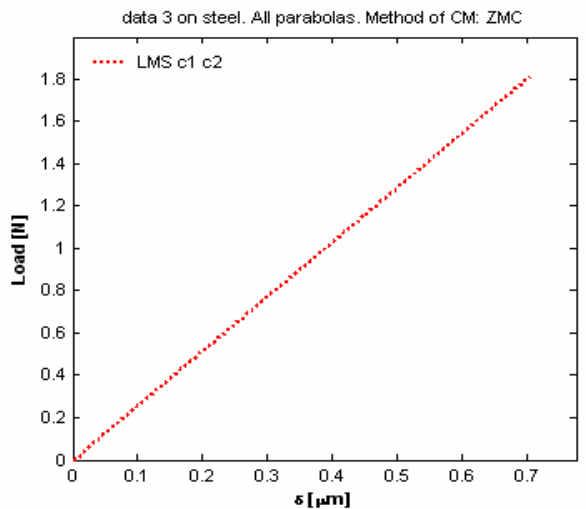
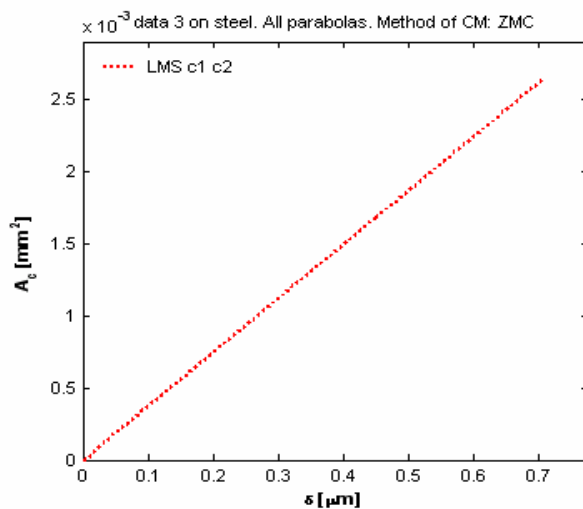
- Lunghezza del provino 1mm, frequenza dell'onda: 10 Hz.

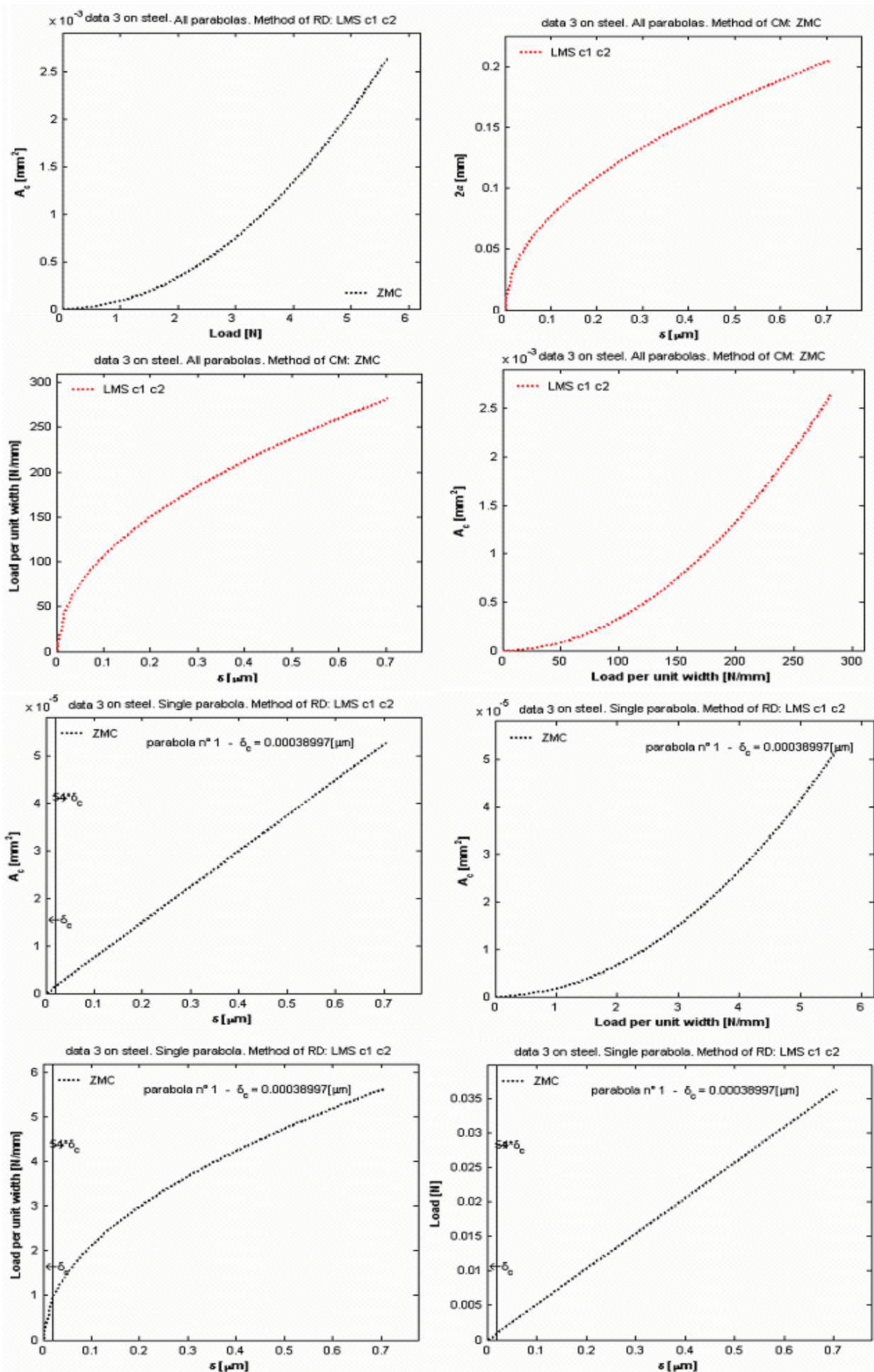




Prova 2:

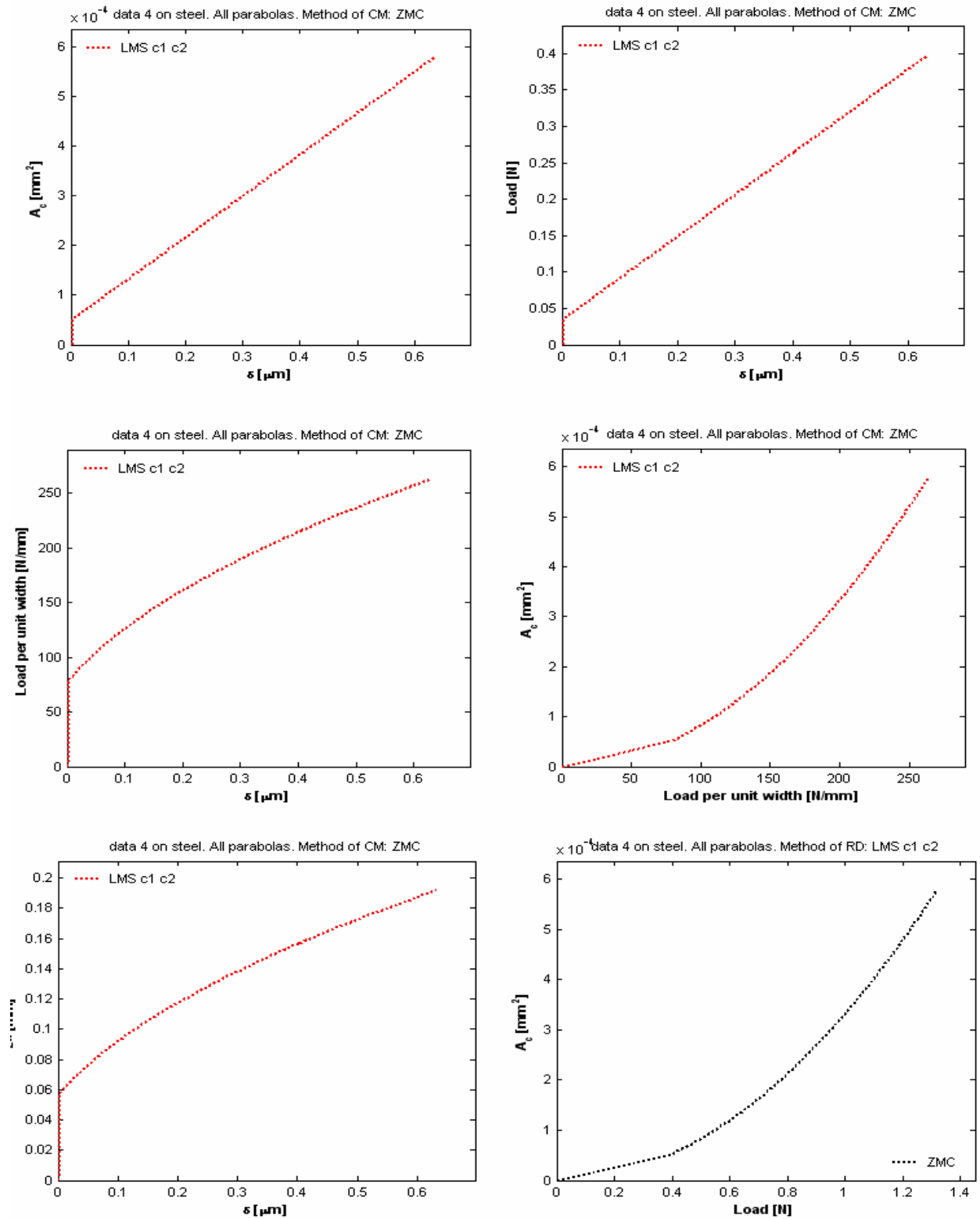
- Lunghezza del provino 1mm, frequenza dell'onda: 50 Hz.

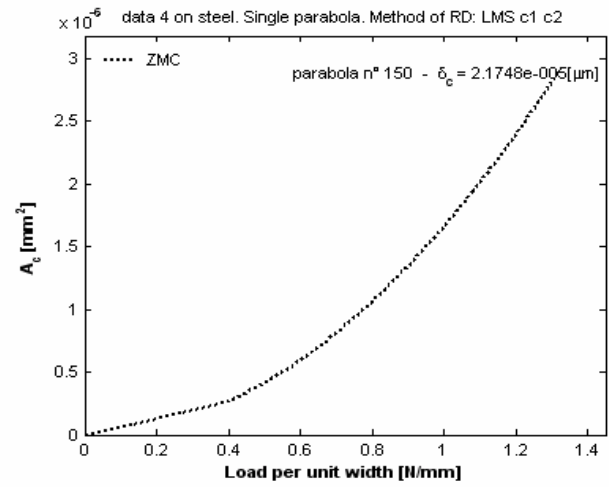
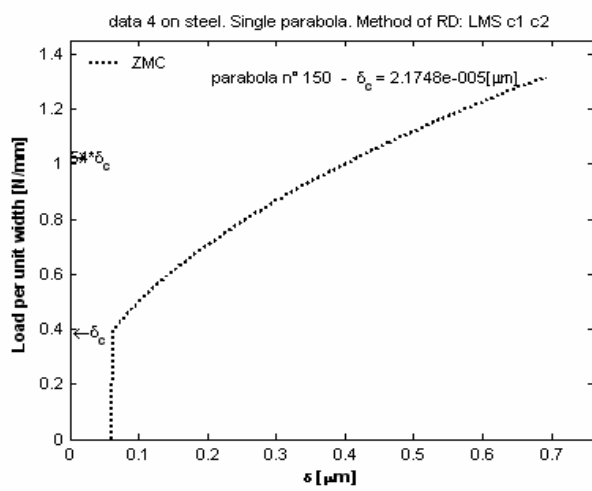
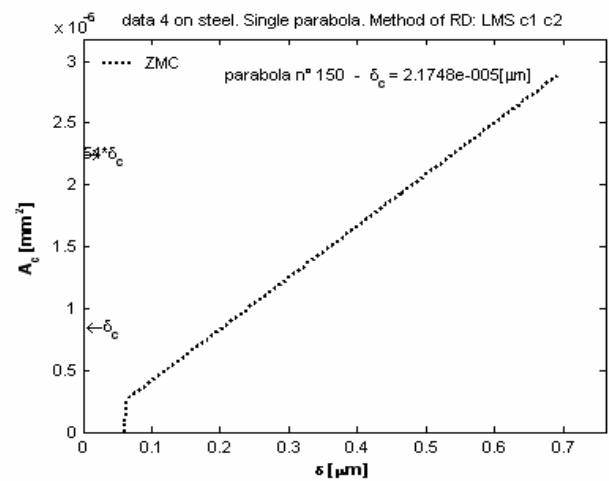
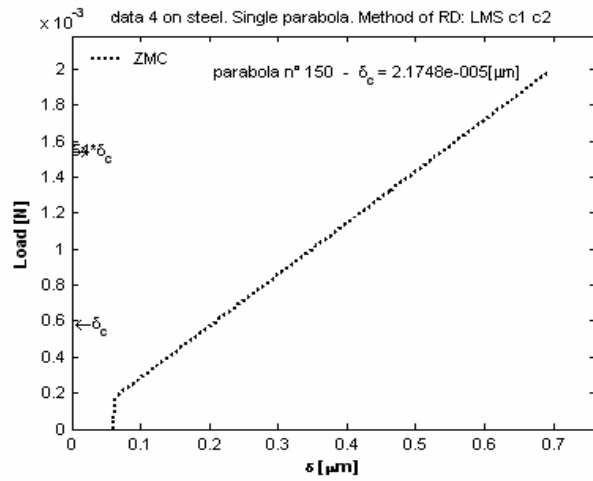




Prova 3:

- Lunghezza del provino 1mm, frequenza dell'onda: 200 Hz.





Bibliografia.

- [1] Aramaki H, Cheng H, e Chung Y, “*The contact between rough surfaces with longitudinal texture part I: Average contact pressure and real contact area*”, [1993] ASME J. of Tribology 115: pp. 419-424.
- [2] Aramaki, H., Cheng, H. S. e Chung, Y. “*The contact between rough surfaces with longitudinal texture part II: Flash temperature*”, [1993] ASME J. of Tribology 115: pp. 425-431.
- [3] Bassani R, Ciulli E, Manfredi E, Polacco G, Pugliese G, “*Danneggiamento superficiale nelle ruote dentate: studio teorico-sperimentale*”, [2005] Atti del Congresso AIMETA 2005, Firenze.
- [4] Chang, W.R, Etsion I, e Bogy DB, “*An elastic-plastic model for the contact of rough surfaces*”, ASME J. Tribol., 109: pp. 257-263.
- [5] Deng G, Nakanishi T, Kato M, “*Surface Temperature Calculation and its Application to Surface Fatigue Strength Evaluation*”, [2002] ASME J. of Tribol., 124: pp. 805-812.
- [6] Greenwood JA, Williamson JPB, “*Contact of nominally flat surfaces*”, [1966] Proc. R. Soc. London, Series A 295: pp. 300-319.
- [7] Gao J, Lee S, Ai X, Nixon H, “*An FFT-Based Transient Flash Temperature Model for General Three-Dimensional Rough Surface Contacts*”, [2000] ASME J. Tribol., 122: pp. 519-523
- [8] Liu G, Wang Q, Lin C, “*A survey of current models for simulating the contact between rough surfaces*”, [1999] Tribol. Trans. 42: pp. 581-591.
- [9] Mezghani S, Zahouani H, “*Characterization of 3D waviness and roughness motifs*”, [2004] Wear., Vol 257: pp. 1250-1256
- [10] Niemann G, Rettig H, Lechner G, “*Scuffing tests on gear oils in the FZG apparatus*”, [1987] ASLE Trans., 4: pp. 71-86.
- [11] Rozeanu L, “*A model for seizure*”, [1973] ASLE Transactions, Vol. 16: pp. 115-120.
- [12] Polacco G, “*Studio sulla temperatura flash come indicatore di scuffing in ingranaggi aeronautici*” [2003] Tesi di laurea in ingegneria aerospaziale.
- [13] Pugliese G, “*Indagine sui contatti rugosi lubrificati per la caratterizzazione e la progettazione degli ingranaggi*” [2005] Tesi di dottorato in ingegneria meccanica.
- [14] Tavares S, “*Analysis of surface roughness and models of mechanical contacts*”, [2005] Tesi di laurea in ingegneria meccanica.
- [15] VanDerHeide E, Schipper DJ, “*On the Frictional Heating in Single Summit Contacts: Towards Failure at Asperity Level in Lubricated Systems*” [2004] ASME J. Tribol., 126: pp. 275-280.
- [16] Wang-Long L, Wen-Tung C, “*Parameters for roughness pattern and directionality*”, [2004] Tribology letters Vol 17, No 3.
- [17] Zhao Y., Maietta D.M. e Chang L, “*An asperity microcontact model incorporating the transition from elastic deformation to fully plastic flow*”, [2000] ASME J. Tribol., 122: pp. 86-93.